

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

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

Rührreibschweißen von Rohren

Markus F. Ruhstorfer

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

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Baier

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Volker Schulze,
Karlsruher Institut für Technologie

Die Dissertation wurde am 13.03.2012 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 14.06.2012 angenommen.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungs- und Formelzeichenverzeichnis	V
1 Einleitung	1
2 Grundlagen des Rührreibschweißens	3
2.1 Verfahrensgrundlagen	3
2.1.1 Prozessablauf	3
2.1.2 Parameter	5
2.1.3 Werkzeuge	9
2.1.4 Prozessrückwirkungen und Nahteigenschaften	12
2.1.5 Anlagentechnik	16
2.2 Vor- und Nachteile des Verfahrens	18
2.3 Derzeitige Anwendungen	20
3 Problemfelder und Lösungsbausteine	25
3.1 Überblick	25
3.2 Werkzeug-Werkstück-Kontakt	26
3.3 Spannvorrichtung	29
3.4 Endkrater	32
3.5 Lösungsbausteine	34
4 Stand der Wissenschaft und Technik	37
4.1 Allgemeines	37
4.2 Untersuchungen an gekrümmten Werkstücken	37
4.3 Simulation des Temperaturfeldes	40
4.4 Endkraterproblematik	47
4.5 Zusammenfassung und Handlungsbedarf	50
5 Versuchsaufbau	51
5.1 Übersicht	51
5.2 Geometrie und Werkstoff der Werkstücke	51
5.3 Versuchsanlage und Spannvorrichtung	53

5.4	Verwendete Werkzeuge	56
6	Werkzeug-Werkstück-Positionierung	59
6.1	Kontaktbedingungen des Werkzeuges	59
6.2	Geometrisches Modell zur Bestimmung der Positionsparameter	64
6.2.1	Grundlagen des geometrischen Modells	64
6.2.2	Mathematische Berechnung des geometrischen Modells	65
6.2.3	Ergebnis des geometrischen Modells	68
6.3	Verifikation des geometrischen Modells	72
6.3.1	Experimenteller Abgleich des Modells	72
6.3.2	Werkzeugausdehnung durch Prozesswärme	73
6.3.3	Verlagerung des Werkstückträgers durch Prozesskräfte	76
6.3.4	Diskussion des geometrischen Modells	79
6.4	Übertragung auf unterschiedliche Rohrdurchmesser	80
6.5	Übertragung auf einen weiteren Werkstoff	82
6.6	Bewertung des geometrischen Modells	85
7	Wärmehaushalt	87
7.1	Vorgehen zur gezielten Anpassung des Wärmehaushaltes	87
7.2	Methoden der Temperaturmessung	87
7.2.1	Prinzipieller Versuchsaufbau zur Temperaturmessung	87
7.2.2	Temperaturmessung am Werkstück mittels Thermografie	89
7.2.3	Werkzeugintegrierte Temperaturmessung	90
7.3	Ergebnisse der Temperaturmessungen	93
7.3.1	Versuchsplan	93
7.3.2	Temperaturmessung am Werkzeug	93
7.3.3	Temperaturmessung am Werkstück	96
7.3.4	Fazit aus den Temperaturmessungen	98
7.4	Simulation des Wärmehaushaltes	99
7.4.1	Aufbau des FE-Modells	99

7.4.2	Simulation des Temperaturfeldes am Werkstück	101
7.5	Manipulation des Wärmehaushaltes	105
7.6	Zusammenfassung	107
8	Endkraterstrategien	109
8.1	Auswahl und Kategorisierung unterschiedlicher Strategien	109
8.2	Eindrückverfahren an ebenen Werkstücken	110
8.2.1	Prinzip der Eindrückverfahren	110
8.2.2	Eindrücken ohne Zusatzmaterial (<i>EoZ</i>)	111
8.2.3	Eindrücken von Zusatzmaterial (<i>EvZ</i>)	118
8.2.4	Fazit zur Betrachtung der Eindrückmethoden	124
8.3	Übertragung auf Rohre	125
8.3.1	Kriterien für den Einsatz einer Strategie	125
8.3.2	Bewertung der Strategien für den Einsatz bei Rohren	126
8.4	Fazit zur Auswahl einer Endkraterstrategie	129
9	Zusammenfassung und Ausblick	131
9.1	Zusammenfassung	131
9.2	Ausblick	133
10	Literaturverzeichnis	135
11	Studienarbeitsverzeichnis	155
12	Anhang	157
A	Berechnung der Volumenanteile	157
B	Daten zur Simulation	166
C	Geometrie für Zugversuche	167

Abkürzungs- und Formelzeichenverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
Al	Element Aluminium
bzw.	beziehungsweise
Cu	Element Kupfer
d. h.	das heißt
EoZ	Eindrücken ohne Zusatzmaterial
etc.	et cetera (deutsch: und im Übrigen)
EvZ	Eindrücken von Zusatzmaterial
FAA	Federal Aviation Association
Fe	Element Eisen
FPW	Friction Plug Welding
FSW	Friction Stir Welding (deutsch: Rührreischweißen)
GSI	Gesellschaft für Schweißtechnik International mbH
IPM	Integrierte Werkzeugüberwachung (englisch: Integrated Process Monitoring)
<i>iwb</i>	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München
JLR	Joint Line Remnants (deutsch: Stoßkanten-Fragmente)
LOF	Lack of Fusion (deutsch: Bindefehler)
LOP	Lack of Penetration (deutsch: fehlerhafte Durchschweißung)
Mg	Element Magnesium
MIG	Metall-Inertgas-Schweißen
Mn	Element Mangan
O	Element Sauerstoff

Abkürzung	Bedeutung
RPT	Retractable Pin Tool (deutsch: Werkzeug mit einziehbarem Pin)
S.	Seite
Si	Element Silizium
SLV	Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt
TCP	Tool Center Point (deutsch: Werkzeugbezugspunkt)
Ti	Element Titan
WIG	Wolfram-Inertgas

Variable	Einheit	Bedeutung
a_{Breite}	mm	Breite der Aufspannplatte
$a_{Höhe}$	mm	Höhe der Aufspannplatte
a_{Tiefe}	mm	Tiefe der Aufspannplatte
A_{Bruch}	%	Bruchdehnung
A_K	mm ²	Kontaktfläche Werkzeug-Werkstück
$A_{K\%}$	%	prozentuale Kontaktfläche Werkzeug-Werkstück
$A_{Q,Naht}$	mm ²	Querschnittsfläche der Orbitalnaht
$A_{Q,Endkrater}$	mm ²	Querschnittsfläche des Endkraters
$A_{Q,Endkrater\%}$	%	prozentuale Querschnittsfläche des Endkraters
A_S	mm ²	Fläche der Werkzeugschulter
b	°	Winkel des Drehtisches (b-Achse)
c	J/(kg K)	spezifische Wärmekapazität
d_P	mm	Durchmesser des Werkzeugpins
d_{Pm}	mm	mittlerer Durchmesser des Werkzeugpins
d_{Po}	mm	Durchmesser des Werkzeugpins oben
d_{Pu}	mm	Durchmesser des Werkzeugpins unten
d_R	mm	Rohrdurchmesser
d_S	mm	Durchmesser der Werkzeugschulter
d_{SE}	mm	Durchmesser der Werkzeugschulter bei Eindrückmethoden
e	mm	Mittellinie von $V_{Schulter}$
E_t	mm	Eintauchtiefe des Schweißwerkzeuges
E_{tE}	mm	Eintauchtiefe bei Eindrückmethoden

Variable	Einheit	Bedeutung
E_{tM}	mm	Eintauchtiefe des Schweißwerkzeuges, bezogen auf den TCP
$E_{t,tat}$	mm	tatsächliche Eintauchtiefe
f	mm	Vorschub pro Umdrehung
F_A	N	Prozesskraftkomponente in Axialrichtung des Schweißwerkzeuges (Anpresskraft)
F_m	N	maximale Kraft beim Zugversuch
$F_{m\%}$	%	prozentuale Kraft F_m beim Zugversuch, bezogen auf eine Referenzkraft
$F_{x,S}$	N	Spannkraft zur Fixierung in x-Richtung
$F_{z,S}$	N	Spannkraft zur Fixierung in z-Richtung
F_x	N	Prozesskraftkomponente senkrecht zur Werkstückoberfläche
F_y	N	Prozesskraftkomponente in Schweißrichtung
F_z	N	Prozesskraftkomponente quer zur Schweißrichtung
h	mm	Nahtüberhöhung
h_{real}	mm	reale Nahtüberhöhung
n	mm	theoretische Nahtüberhöhung
k	-	Volumenfaktor bei Eindrückmethoden
l_P	mm	Länge des Werkzeugpins
L_V	mm	Versatz des Werkzeuges, bezogen auf die Rohrmitte
l_{WZ}	mm	Länge des Werkzeuges von der Schulter bis zur Werkzeugaufnahme
M_A	Nm	Drehmoment um das Schweißwerkzeug

Variable	Einheit	Bedeutung
N	m/N	relative Nachgiebigkeit
n	1/min	Drehzahl des Schweißwerkzeuges
n_E	1/min	Drehzahl des Schweißwerkzeuges bei Eindrückmethoden
p	N/mm ²	Flächenpressung
Q	J	Wärmemenge
\dot{Q}	W	Wärmestrom
\dot{q}	W/m ²	Wärmestromdichte
R_e	N/mm ²	Fließgrenze
L_V	N/mm ²	Zugfestigkeit
r_P	mm	Radius des Werkzeugpins
$R_{p0,2}$	N/mm ²	0,2-%-Dehngrenze
r_R	mm	Rohrradius
r_S	mm	Radius der Werkzeugschulter
T	°C	Temperatur
t	s	Zeit
T_S	°C	Schmelztemperatur
T_{Schaft}	°C	Temperatur am Werkzeugschaft
$T_{Schulter}$	°C	Temperatur an der Werkzeugschulter
t_{Verw}	s	Verweildauer
t_{VerwE}	s	Verweildauer bei Eindrückmethoden
t_W	mm	Rohrwandstärke
T_∞	°	Umgebungstemperatur
v_{Eint}	mm/min	Eintauchgeschwindigkeit

Variable	Einheit	Bedeutung
v_{EintE}	mm/min	Eintauchgeschwindigkeit bei Eindrückmethoden
$V_{Endkrater}$	mm ³	Volumen des Endkraters
V_{EoZ}	mm ³	Volumen beim EoZ
V_{EvZ}	mm ³	Volumen beim EvZ
$V_{frei,Pin}$	mm ³	Pinvolumen im freien Bereich des Werkzeuges
$V_{frei,Schulter}$	mm ³	freies Volumen unter der Werkzeugschulter
V_{Pin}	mm ³	durch den Pin verdrängtes Volumen
v_S	mm/min	Schweißgeschwindigkeit
$V_{Schulter}$	mm ³	durch die Schulter verdrängtes Volumen
V_{Spannv}	mm ³	Volumen einer Spannvorrichtung
$v_{Werkstoff}$	m/s	Relativgeschwindigkeit des plastifizierten Werkstoffes
$v_{Werkzeug}$	m/s	Relativgeschwindigkeit der Werkzeugschulter
$V_{\Sigma Pin}$	mm ³	gesamtes Pinvolumen
x	mm	Position auf der x-Achse
y	mm	Position auf der y-Achse
z	mm	Position auf der z-Achse
α	°	Anstellwinkel
α_a	W m ⁻² K ⁻¹	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
$\beta, \gamma, \delta, \theta$	°	Hilfsvariablen zur weiteren Berechnung
ϵ	-	Emissionskoeffizient
Δl_{WZ}	mm	thermische Werkzeuglängung
$\Delta t_{Schweissen}$	s	Berechnungsintervall während der Schweißphase
$\Delta t_{Verweilen}$	s	Berechnungsintervall während der Verweilphase

Variable	Einheit	Bedeutung
Δz	mm	Werkstückverlagerung
$\delta_{Kontakt}$	-	Kontaktbedingung Werkzeug-Werkstoff
λ	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit
λ_{therm}	$^{\circ}\text{C}^{-1}$	thermischer Ausdehnungskoeffizient
μ	-	Reibkoeffizient
ρ	kg/m^3	Dichte
σ	-	Standardabweichung
τ	N/mm^2	Scherspannung
τ_{Scher}	n/mm^2	spezifische Scherfestigkeit eines Werkstoffes

1 Einleitung

„New welding technology is often commercialized before a fundamental science emphasizing the underlying physics and chemistry can be developed.“

Professor Thomas W. Eagar, Massachusetts Institute of Technology
(CHAO & XINHAI 1998, S.216)

Das Rührreibschweißen (englisch: Friction Stir Welding, kurz FSW) wurde am The Welding Institute (TWI, Cambridge, Großbritannien) entwickelt und patentiert (EP0615480, THOMAS 1995). Obwohl es sich hierbei im Vergleich zu traditionellen Schweißverfahren um ein relativ junges Verfahren handelt, finden sich mittlerweile in nahezu allen Anwendungsbereichen Beispiele des industriellen Einsatzes. Dies zeigt sich unter anderem auch an der stetig steigenden Anzahl an Lizenznehmern, die trotz eines noch laufenden patentrechtlichen Schutzes das Verfahren einsetzen. Dies ermöglicht einen direkten Rückschluss auf die Kommerzialisierung des Verfahrens. SMITH & LORD (2008) beschreiben einen Anstieg der weltweiten Lizenznehmer, ausgehend von vier im Jahr 1995 auf bis zu 200 im Jahr 2008. Ebenso wurden bis 2008 bereits an die 2000 weitere Patente im Bereich des FSW angemeldet. Diese Fakten geben Aufschluss über die steigende Beliebtheit des Verfahrens. Es ist anzunehmen, dass mit Wegfall des Patentschutzes die Einstiegshürde für viele Unternehmen sinken wird. Mishra & Mahoney (2007, S. 2) ernennen das FSW sogar zur wichtigsten Entwicklung im Bereich des Fügens von Metallen der letzten Jahrzehnte. Sie begründen dies vor allem in der Energieeffizienz, der Umweltfreundlichkeit und der Vielseitigkeit des Schweißverfahrens.

Getreu den Worten von Professor Thomas W. Eagar findet meist eine Kommerzialisierung von Schweißverfahren statt, bevor die physikalischen und chemischen Grundlagen tiefgründig verstanden wurden. Ähnlich ist es auch beim FSW. Hier sind zwar grundlegende Mechanismen bekannt, aber bei der Analyse der unterschiedlichen Anwendungsfälle wird klar, dass die zu schweißenden Bauteile meist in ihrer Komplexität gering sind. Dies ist beispielsweise daran erkennbar, dass ebene Bauteile verschweißt werden, die große eigene Massen besitzen. Doch welche Effekte treten auf, wenn gekrümmte Bauteile zu schweißen sind? Muss die Prozessführung dann angepasst werden? Welche Folgen haben kleine Bauteil-

massen auf die Temperaturen in der Prozesszone? Zur Beantwortung dieser und ähnlicher Fragen ist ein tiefergehendes Prozessverständnis notwendig.

Derartige Fragestellungen werden in dieser Arbeit an Rohren untersucht. Im Vergleich zu ebenen Blechen bedeuten Rohre eine signifikante Steigerung der Bauteilkomplexität. Eine Verschweißung von Rohren mit kleinen Durchmessern am kompletten Umfang ist ein Anwendungsbeispiel, das unterschiedliche Problemstellungen aufwirft. Anhand des konkreten Falls einer Rohr-Orbitalnaht werden zuerst die Problemstellungen identifiziert und anschließend Lösungsstrategien erarbeitet, die auch auf andere Bauteile mit erhöhter Komplexität übertragen werden können. Dadurch steigert sich das Verständnis für den Schweißprozess und die Voraussetzungen für ein breiteres Einsatzspektrum werden geschaffen.

Im Detail werden am Einsatzfall einer Orbitalnaht an Rohren mit kleinen Durchmessern drei unterschiedliche Problembereiche des Prozesses diskutiert (Kapitel 3). Basierend auf den Grundlagen des Prozesses (Kapitel 2) werden in Kapitel 4 bereits existierende Ansätze im Stand der Wissenschaft und Technik zur Problemstellung beschrieben. Die Systemtechnik und der Versuchsaufbau, die für die experimentellen Untersuchungen verwendet wurden, sind Inhalt des fünften Kapitels. Im Anschluss werden die einzelnen Problembereiche ausführlich analysiert und systematisch gelöst (Kapitel 6 – 8). In diesen Kapiteln werden allgemein gültige Methoden erarbeitet, die auf alle Bauteile und FSW-Aufgaben übertragen werden können.

2 Grundlagen des Rührreißschweißens

2.1 Verfahrensgrundlagen

2.1.1 Prozessablauf

Die DIN EN 14610 teilt die Schweißverfahren in Schmelz- und Pressschweißverfahren ein. Die generelle Unterscheidung besteht in der Entstehung des Stoffschlusses der Verbindung und in der Form der von außen eingebrachten Energie. Während der Stoffschluss bei Schmelzschweißverfahren durch das lokale Aufschmelzen der Fügebauteile entsteht, wird die Verbindung bei Pressschweißverfahren über ein Plastifizieren und örtliches Verformen der Fügepartner realisiert. Die notwendige Energie zur Herstellung der Verbindung beim Pressschweißen ergibt sich durch Druckspannungen, mit denen die Fügepartner beaufschlagt werden, und optional durch einen zusätzlichen Wärmeeintrag. Beim Schmelzschweißen hingegen wird das Material rein durch Wärme aufgeschmolzen.

Bei den Reißschweißverfahren, die in die Gruppe der Pressschweißverfahren einzuordnen sind, werden die Schweißquerschnitte durch Reibung zwischen den sich berührenden und normalerweise sich relativ zueinander bewegenden Werkstücken erwärmt. Alternativ kann auch ein getrenntes, rotierendes Reibelement verwendet werden (DIN EN 8593-6, S. 26). Beim FSW wird ein zusätzliches, sich nicht verbrauchendes Werkzeug als Reibelement eingesetzt.

Der Ablauf des FSW-Prozesses ist schematisch anhand eines Stumpfstoßes in Abbildung 2-1 skizziert. Ein typisches FSW-Werkzeug besitzt zwei wesentliche Funktionselemente: zum einen den Werkzeugpin (auch Werkzeugstift genannt), der sich während des Schweißprozesses komplett in der Schweißzone befindet, und zum anderen die Werkzeugschulter. Sie begrenzt die Schweißzone zur Bauteiloberfläche hin. Zu Beginn des Schweißprozesses wird das Werkzeug unter Rotation um die eigene Symmetrieachse mit Hilfe einer axialen Anpresskraft in die Fügestelle gedrückt. In dieser sogenannten Eintauchphase dringt das Werkzeug bis zum Kontakt der Werkzeugschulter mit der Werkstückoberfläche in die noch kalten Fügepartner ein. In Folge der Reibung des Werkzeugpins im Material und der Werkzeugschulter an der Bauteiloberfläche wird das Bauteil lokal stark erwärmt und die mechanische Festigkeit nimmt in diesem Bereich ab. Bei ausreichender Erwärmung werden die zu verbindenden Bauteile im Bereich des Werkzeugpins plastifiziert, so dass der einsetzende Vorschub des Werkzeuges die Fügepartner

entlang des Stoßes durch einen Werkstofffluss um den Pin miteinander zu vermischen beginnt. Die Schmelztemperatur der Bauteile wird auch beim Schweißprozess nicht überschritten (CHEN & KOVACEVIC 2003, GEBHARD & ZAEH 2006, FEHRENBACHER ET AL. 2008). Während des Prozesses treten in allen drei Raumrichtungen charakteristische Prozesskräfte für dieses Verfahren auf. Am Ende der Schweißnaht wird das Werkzeug zurückgezogen und es hinterläßt im Bauteil einen Negativabdruck, den sogenannten Endkrater. Durch die Überlagerung der translatorischen und der rotatorischen Bewegung des Schweißwerkzeuges entlang des Fügestoßes bildet sich eine leicht asymmetrische Schweißnaht aus. Die Seite, auf der die Geschwindigkeitsvektoren der Translation und der Umfangsgeschwindigkeit infolge der Rotation gleichgerichtet sind, wird als Advancing Side (Gleichlaufseite) bezeichnet. Die gegenüberliegende Nahtseite wird als Retreating Side (Gegenlaufseite) definiert (PRDIN EN ISO 25239-1).

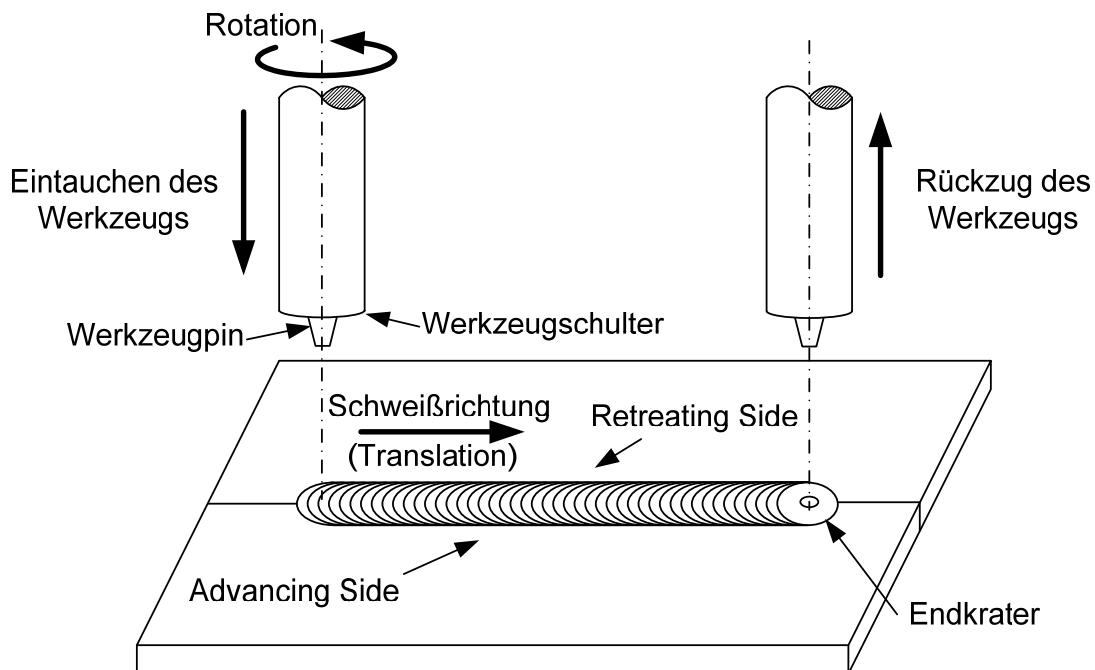


Abbildung 2-1: Prozessablauf des Rührreißschweißens (nach EIREINER 2006)

Die Prozessführung kann auf zwei Arten erfolgen. Das Werkzeug kann durch Vorgabe einer Position im Raum (Positionsregelung) oder über eine definierte Anpresskraft des Werkzeuges auf die Bauteiloberfläche (Kraftregelung) geführt werden (GEBHARD & ZAEH 2008, MARRE ET AL. 2009, ELSER ET AL. 2009). Die Kraftregelung kann einen stetigen Kontakt der Werkzeugschulter mit der Bauteiloberfläche gewährleisten, auch wenn das Bauteil geringe, fertigungsbedingte Geometrieabweichungen aufweist, zum Beispiel durch Blechdickenabweichungen. Bei starken Inhomogenitäten im Werkstoff hingegen eignet sich der Einsatz der

Positionsregelung besser, da das Werkzeug in diesem Fall nicht unkontrolliert weit in das inhomogene Fügebauteil eintauchen kann. (WILDEN ET AL. 2007, COLLIGAN & PICKENS 2005).

2.1.2 Parameter

Dieser auf den ersten Blick einfache Schweißprozess ist bei genauerer Betrachtung von einer Vielzahl an unterschiedlichen Parametern abhängig. Sie lassen sich in vier Gruppen unterteilen (Abbildung 2-2). Die Grundlage einer Schweißung stellen die *Bauteile* an sich dar, welche beim Schweißen von einer geeigneten *Spanntechnik* fixiert werden müssen. Für den Schweißprozess sind die *Schweißparameter* und eine geeignete *Werkzeugkonfiguration* zu wählen.

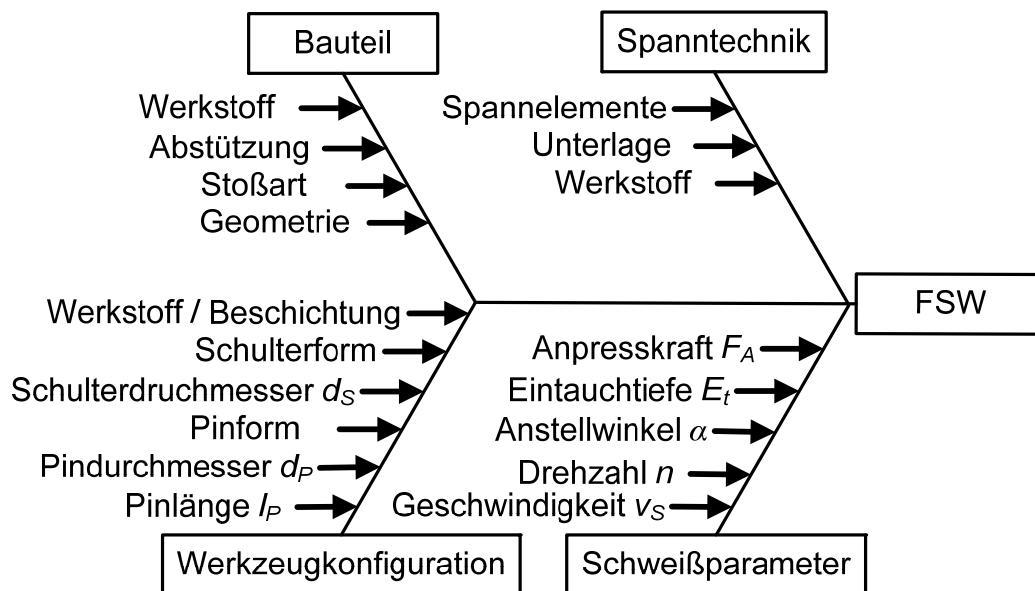


Abbildung 2-2: Eingangsparemeter des FSW-Prozesses

Bauteil

Einen großen Einfluss auf den FSW-Prozess besitzen die Eigenschaften der zu schweißenden Bauteile. Generell lassen sich mit dem FSW sehr viele und auch unterschiedliche Werkstoffe fügen. Am Anfang der Entwicklung des Verfahrens wurde vor allem die Verarbeitung von Aluminiumlegierungen untersucht. Dabei wurden sowohl Knet- als auch Gusslegierungen betrachtet (BIALLAS ET AL. 1999, HASHIMOTO ET AL. 1999, bzw. LUAN ET AL. 2004, KIM ET AL. 2006). Im Laufe der Zeit wurden diese Untersuchungen auf weitere Werkstoffe wie Stahl (REYNOLDS ET AL. 2001, BOYWITT 2009), Kupfer (ANDERSSON & ANDREWS 1999, CEDERQVIST 2006, MISHRA & MAHONEY 2007 S. 123 - 154), Magnesium (SUHUDDIN ET AL. 2009), Titan (JUHAS ET AL. 2000; MISHRA & MAHONEY 2007) und auch Kunststoffe

(NELSON ET AL. 2000) ausgeweitet. Zudem können artgleiche Mischverbindungen erzeugt werden, wie zum Beispiel aus einer Aluminium-Knetlegierung und einer Aluminium-Gusslegierung (NAGANO ET AL. 2001), aber auch Mischverbindungen aus elementar unterschiedlichen Werkstoffen, wie Stahl und Aluminiumlegierungen (WILDEN ET AL. 2007, SPRINGER & KOSTKA 2009, SHEIKHI 2006, KIMAPONG & WATANABE 2004).

Einen großen Einfluss hat auch die zu schweißende Fügegeometrie. Das FSW ist geeignet, verschiedene Stoßarten nach DIN EN ISO 17659 zu verschweißen. Es wird dabei vor allem für Stumpfstoßverbindungen, wie in Abbildung 2-1 abgedruckt, eingesetzt. Aber auch T-Stöße, Überlappstöße und Kehlnähte sind möglich (LOHWASSER 2010 S. 25, MISHRA & MAHONEY 2007 S. 3). Aufgrund der hohen Prozesskräfte ist für jede dieser Stoßarten eine entsprechende Abstützung der Fügezone für einen sicheren Schweißprozess unabdingbar. Die Abstützung muss gewährleisten, dass das Bauteil den Prozesskräften während des Schweißprozesses Stand hält. Da sich das FSW-Werkzeug in stetigem Kontakt mit der Bauteiloberfläche befindet, ist überdies die Bauteilgeometrie sehr wichtig. So hat beispielsweise die Krümmung der Oberfläche einen entscheidenden Einfluss auf den Kontaktbedingungen des Werkzeuges.

Spanntechnik

Abbildung 2-3 skizziert einen prinzipiellen Aufbau einer Spannvorrichtung. Ihre Hauptaufgabe ist die Fixierung der Fügepartner relativ zueinander und zur Maschine, da während des Schweißprozesses hohe Prozesskräfte auftreten, die die Bauteile in ihrer Lage verschieben könnten. Deswegen ist eine ausreichend dimensionierte Fixierung der Bauteile notwendig. Vor allem beim Eintauchvorgang des Werkzeuges in die Fügepartner ist ein seitlicher Anschlag notwendig, der mit der Kraft $F_{y,S}$ die Bauteile aneinander presst. Setzt die Bewegung entlang des Fügestoßes ein, besteht durch die Prozesskräfte die Gefahr, dass sich die Fügepartner von der Unterlage abheben. Dem entgegen zu setzen sind Spannelemente, welche mit der Kraft $F_{z,S}$ die Fügepartner auf die Unterlage drücken (LOHWASSER 2010, S.18).

Ein weiterer wichtiger Aspekt bei der Gestaltung der Spannvorrichtung ist die Schweißunterlage der Bauteile. Sie hat einen entscheidenden Einfluss auf die Schweißnaht. Wie die Werkzeugschulter die Nahtoberfläche ausbildet, so formt die Schweißunterlage (Abbildung 2-3) die Nahtunterseite aus. Deswegen besteht auch die Gefahr, dass adhäsive Anbindungen der Schweißnaht an der Unterlage auftreten können, wenn die Prozessparameter nicht optimal gewählt sind (LOHWASSER 2010, S. 18). Bei ebenen Bauteilen, wie den in Abbildung 2-3 dargestellten Blechen, kann

eine auswechselbare, flache Unterlage verwendet werden, die in der Grundplatte integriert ist. Bei komplexeren Bauteilgeometrien, wie zum Beispiel Hohlprofile, müssen dagegen Bauteilkerne eingesetzt werden, damit die Prozesskräfte den plastifizierten Werkstoff in der Fügezone nicht verdrängen können (ZÄH ET AL. 2008).

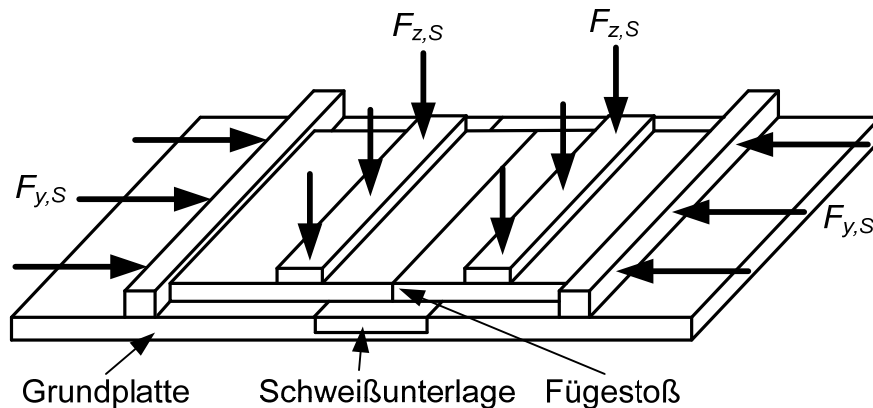


Abbildung 2-3: Prinzipieller Aufbau einer Spannvorrichtung für das FSW
(nach LOHWASSER 2010, S. 18)

Ein weiterer Parameter ist der Werkstoff der Spannvorrichtung. Er beeinflusst sowohl die Steifigkeit der Vorrichtung als auch das Temperaturfeld im Bauteil durch seine thermischen Eigenschaften.

Schweißparameter

Abbildung 2-4 zeigt einen Querschnitt entlang der Schweißnaht. Hieraus sind die wichtigsten Schweißparameter ersichtlich:

- Schweißgeschwindigkeit v_s : Sie ist die Geschwindigkeit, mit welcher das Schweißwerkzeug entlang des Fügestoßes bewegt wird. Beim FSW an Aluminiumlegierungen liegt sie in der Regel zwischen 200 mm/min und 1000 mm/min. Ausnahmen berichten auch von bis zu 10 m/min (STROMBECK ET AL. 2003).
- Drehzahl n : Über sie wird die Rotationsgeschwindigkeit des FSW-Werkzeuges eingestellt. Die Drehzahl ist eine der wichtigsten Größen für den Wärmeeintrag in die Fügezone.
- Anstellwinkel α : Gewöhnlich wird das FSW unter einem leicht stechenden Winkel geführt. Er liegt in der Regel zwischen 2° und 5° . Durch die stechende Anstellung des Werkzeuges wird der Werkstoff der Fügepartner unter die Vorderkante der Werkzeugschulter geführt und an der nachlaufenden Kante zusätzlich komprimiert. Diese Materialverdichtung steigert die

Qualität der Schweißnaht und erhöht die Prozessstabilität (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 6).

- Eintauchtiefe E_t bzw. E_{tM} : Bei der Verwendung der Positionsregelung wird die Führung des Werkzeuges über den Abstand des Werkzeuges von der Bauteiloberfläche definiert. E_{tM} beschreibt die Tiefe, mit der sich der Werkzeugbezugspunkt im Bauteil befindet (Schnittpunkt zwischen Werkzeugachse und Schulterebene, Abbildung 2-4). Durch die Anstellung des Werkzeuges ergibt sich dann die reale Eintauchtiefe E_t an der nachlaufenden Werkzeugschulterkante. Bei einem Anstellwinkel α von 0° sind die Werte von E_t und E_{tM} gleichzusetzen. Der Werkzeugbezugspunkt wird im weiteren Verlauf als TCP (Tool Center Point) bezeichnet.

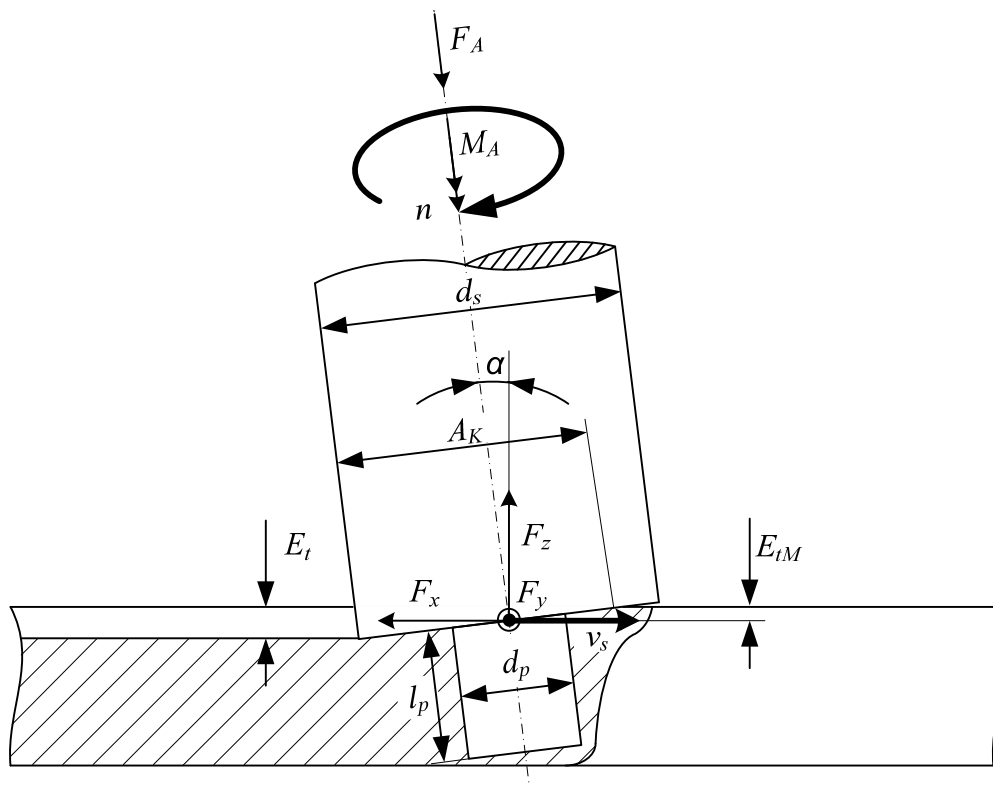


Abbildung 2-4: Prinzipskizze des FSW-Prozesses in einem Längsschnitt durch die Schweißnaht (schraffiert)

- Anpresskraft F_A : Im kraftgeregelten Modus wird an Stelle der Eintauchtiefe E_{tM} eine Anpresskraft F_A vorgegeben. Diese Kraft wirkt in Richtung der Werkzeugachse. Bei einem Anstellwinkel von 0° ist die Anpresskraft F_A gleich der Prozesskraft F_z . E_{tM} ist dann eine Prozessrückwirkung und ergibt sich aus allen anderen Eingangsgrößen.

Das Drehmoment M_A wird nicht als Eingangsparameter verwendet, sondern es stellt sich durch den Schweißprozess ein. Es ist von vielen Faktoren abhängig (u. a. Werkstoffe der Bauteile, Werkzeugabmessungen). Bei der Beurteilung der Eignung von Anlagen ist es ein entscheidender Faktor, ob eine Anlage das notwendige Drehmoment aufbringen kann.

Werkzeugkonfiguration

Eine Charakterisierung von FSW-Werkzeugen ist mit einer kleinen Anzahl von Parametern möglich. Sie sind in Abbildung 2-4 grafisch dargestellt. Der Werkzeugpin wird über die Pinlänge l_P und den Pindurchmesser d_P beschrieben. Des Weiteren kann sich die Pin geometrie stark unterscheiden (Abschnitt 2.1.3). Der Durchmesser d_S und die Form der Schulter legen diese eindeutig fest. Ein weiterer Aspekt der Werkzeugkonfiguration ist der verwendete Werkstoff und eine optionale Beschichtung des Schweißwerkzeugs.

2.1.3 Werkzeuge

Laut MISHRA & MAHONEY (2007, S. 1) hat ein FSW-Werkzeug drei verschiedene Aufgaben zu erfüllen: Das Werkzeug sorgt erstens durch Reibung für den notwendigen Wärmeeintrag in das Bauteil. Die Verteilung des Wärmeeintrages auf Schulter und Pin ist in der Wissenschaft immer noch umstritten. DUBOURG & DACHEUX (2006) grenzen durch unterschiedliche Veröffentlichungen (u. a. KÄLLGREN 2005, COLEGROVE ET AL. 2004) den Einfluss des Werkzeugpins auf 2 % bis 50 % ein. Demnach ist die Werkzeugschulter für mindestens die Hälfte des Wärmeeintrages verantwortlich.

Eine weitere Aufgabe des Werkzeuges ist die Erzeugung der Strömung des plastifizierten Werkstoffes um den Werkzeugpin. Dabei bricht das Werkzeug die Stoßkanten der Fügepartner auf und vermischt die Werkstoffe miteinander (LOHWASSER 2010, S. 16). Abbildung 2-5 beinhaltet das Model nach SCHNEIDER & NUNES (2004), das die einzelnen Anteile des Werkstoffflusses um den Werkzeugpin beschreibt. Der Werkstofffluss setzt sich in diesem Modell aus drei Anteilen zusammen: der Rotation (a) und der Translation (b) des Werkzeuges bzw. des Werkzeugpins und einem Wirbel, der den plastifizierten Werkstoff zur Werkzeugschulter und zur Nahtwurzel führt (c). Die Kombination dieser unterschiedlichen, inkompressiblen Strömungen führt zu einem Gesamtwerkstofffluss (d).

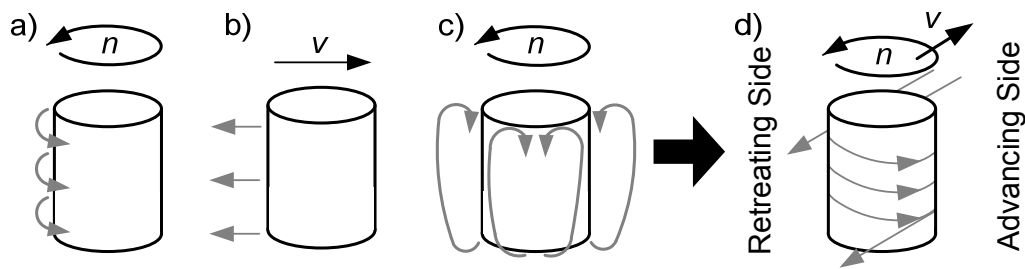


Abbildung 2-5: Komponenten des Werkstoffflusses: a) Rotation, b) Translation c) Wirbel, d) Kombination (nach DUBOURG & DACHEUX 2006)

Die dritte Aufgabe des FSW-Werkzeuges ist die Abdeckung der Prozesszone durch die Werkzeugschulter, damit der plastifizierte Werkstoff in der Fügezone verbleibt. Zusätzlich führt diese Abdeckung bei leicht stechender Anstellung des Werkzeuges zu einer Werkstoffverdichtung an der nachlaufenden Schulterkante.

Die Schulterfläche kann entweder eben oder mit konvexer bzw. konkaver Oberfläche gestaltet sein. Oft wird auf eine konkave Werkzeugschulter zurückgegriffen, da sich durch diese Form ein Hohlraum ergibt, der beim Eintauchvorgang mit plastifiziertem Werkstoff gefüllt wird. Dieses Werkstoffreservoir kann den Schweißprozess stabilisieren. Weit verbreitet ist auch der Einsatz von ebenen Werkzeugschultern. Nur in Ausnahmefällen werden konvexe Schulterformen verwendet, denn hierbei besteht die Gefahr, dass der plastifizierte Werkstoff aus der Fügezone gedrückt wird und es dadurch zu einer starken Gratbildung kommt (DUBOURG & DACHEUX 2006). Eine Besonderheit stellt eine gestufte Werkzeugschulter dar, mit der eine variable Eintauchtiefe möglich ist (COLLIGAN & PICKENS 2005). Unabhängig von der Krümmung der Schulterfläche werden in der Regel zur Förderung des Werkstoffflusses noch zusätzliche Formelemente in die Oberfläche eingebracht (DAWES & THOMAS 1999). MISHRA & MAHONEY (2007, S.14) berichten beispielsweise unterschiedliche Möglichkeiten auf: Rändelmerkmale, konzentrische und spiralenförmige Rillen.

Wie bei der Schulterform, so existieren auch bei der Pinform eine Vielzahl an Gestaltungsmöglichkeiten. Der Werkzeugpin ist in der Regel leicht konisch und besonders konturiert (zum Beispiel mit einem Gewinde). Dies verbessert den Werkstofffluss um den Pin und erhöht damit die Nahtqualität. Abbildung 2-6 zeigt fünf Werkzeugpins mit unterschiedlichen Formen.

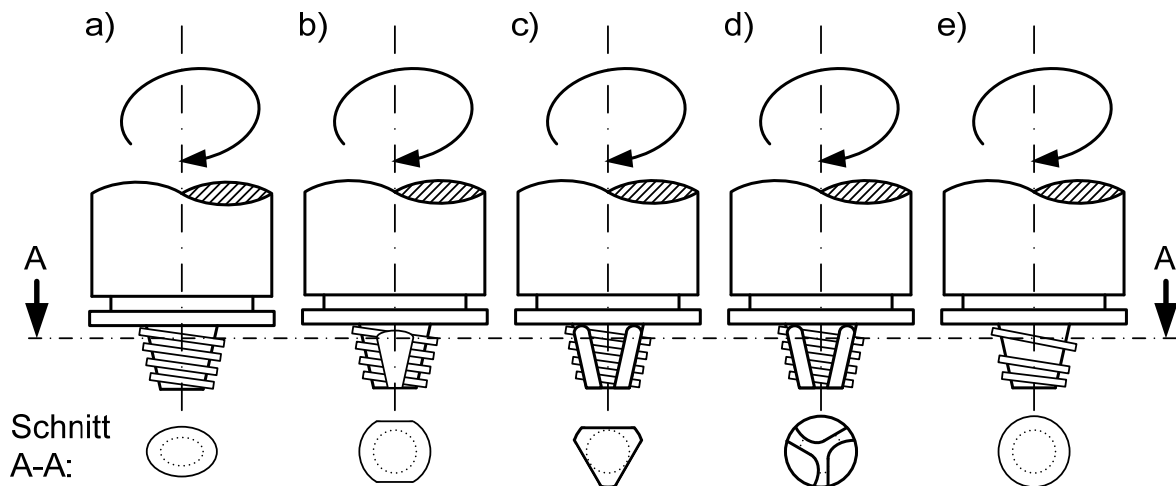


Abbildung 2-6: Verschiedene Pinformen (nach DUBOURG & DACHEUX 2006)

Die Durchmesser von Pin und Schulter sind vor allem von der erforderlichen Einschweißtiefe und dem zu schweißenden Werkstoff abhängig. Eine Übersicht zu Werkzeugabmessungen bei unterschiedlichen Aluminiumwerkstoffen geben beispielsweise MISHRA & MAHONEY (2007, S. 25).

Neben dem bereits geschilderten konventionellen FSW-Werkzeug existieren noch weitere Werkzeugkonzepte (Abbildung 2-7). Bei konventionellen Werkzeugen generiert die Werkzeugschulter mehr als die Hälfte des gesamten Wärmeeintrages. Für spezielle Aufgaben ist es jedoch notwendig, dass der Wärmeeintrag vermehrt über den Werkzeugpin geleistet wird. Dies kann beispielsweise bei hohen Einschweißtiefen mit entsprechend großer Pinlänge eintreten. Hier kann ein Werkzeug mit feststehender Schulter Abhilfe schaffen. Die Reibwärme wird dann fast ausschließlich über den rotierenden Pin erzeugt und die Nahtoberfläche wird von der feststehenden, nicht-rotierenden Schulter ausgeformt (WIDENER ET AL. 2006, SILVANUS 2009). Für veränderliche Einschweißtiefen ist es außerdem möglich, ein Werkzeug mit variabler Pinlänge zu verwenden (Abbildung 2-7(c)). Dieses Werkzeugkonzept wird auch als Retractable Pin Tool (RPT) bezeichnet (MARIE & ALLEHAUX 2006). Eine weitere Verwendung findet es bei der Vermeidung des Endkraters. Hierzu wird der Pin zum Nahtende hin zurückgezogen (Abschnitt 4.3). Im Vergleich zu den bisherigen Werkzeugen wird beim Doppel-Schulter-Werkzeug die Fügezone beidseitig von jeweils einer Werkzeugschulter umschlossen (SKINNER ET AL. 2003, WILDEN ET AL. 2009). Der große Vorteil dieser Anordnung besteht darin, dass ein geschlossener Kraftschluss zwischen den beiden Schulterflächen herrscht. Somit ergeben sich keine Rückwirkungen auf die Anlage. Im Rahmen dieser Arbeit wurden jedoch ausschließlich konventionelle Werkzeuge verwendet (Abbildung 2-7(a)).

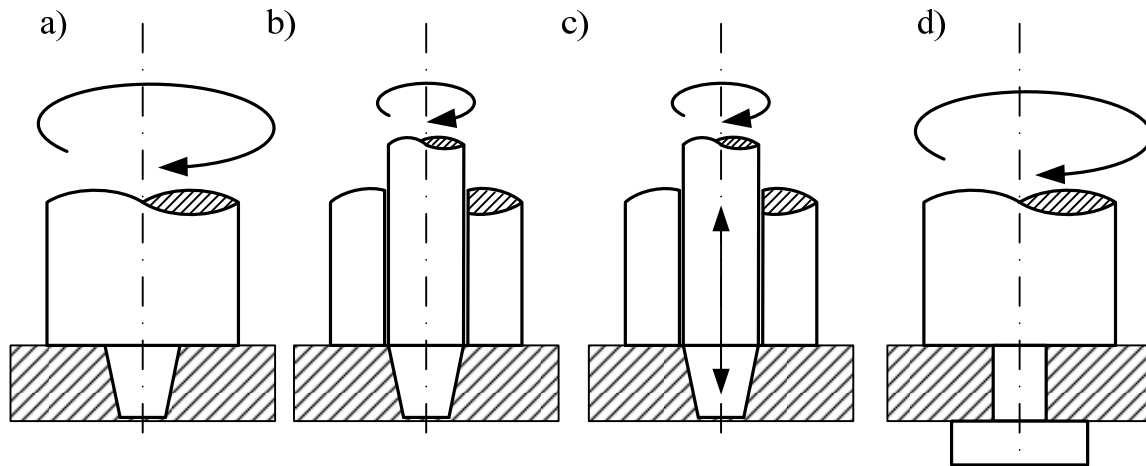


Abbildung 2-7: Unterschiedliche FSW-Werkzeugkonzepte: a) konventionelles Konzept; b) Werkzeug mit feststehender Schulter; c) Werkzeug mit variabler Pinlänge; d) Doppel-Schulter-Werkzeug

2.1.4 Prozessrückwirkungen und Nahteigenschaften

Bei einer näheren Betrachtung des FSW-Prozesses existieren neben den bereits beschriebenen Eingangsgrößen auch diverse Ausgangsgrößen. Diese sind in Abbildung 2-8 grafisch dargestellt und lassen sich in drei Kategorien einteilen: *Prozessrückwirkungen*, *Verbindungseigenschaften* und die entstehende *Nahtgeometrie*.

Im Vergleich zu Schmelzschweißverfahren sind beim FSW die auftretenden Prozesskräfte verfahrenstypische Prozessrückwirkungen (erste Kategorie). Diese Kräfte werden in der Regel in drei kartesische Komponenten aufgeteilt (Abbildung 2-4). Die Kraft F_z wirkt dabei senkrecht zur Bauteiloberfläche und sie ist die dominierende Kraft. Sie ist im Vergleich zu den Prozesskräften in Vorschubrichtung F_x sowie in Querrichtung F_y um einen Faktor 5 bis 10 größer (EIREINER 2006, S. 120).

Eine Gemeinsamkeit aller Schweißverfahren ist der notwendige Wärmeeintrag in die Fügepartner. Schweißen ist definiert als ein Vorgang, der Bauteile durch Wärmeenergie und/oder Druckspannungen derart verbindet, dass sich ein kontinuierlicher innerer Aufbau der verbindenden Werkstoffe in der Schweißnaht ergibt. (GSI SLV 2009, S. 7). Die Folge des Wärmeeintrages ist ein Temperaturfeld in den Bauteilen während des Schweißprozesses. Im Vergleich zu Schmelzschweißverfahren unterscheidet sich das Temperaturfeld beim FSW signifikant, denn die Schmelztemperatur der Fügebauteile wird zu keinem Zeitpunkt überschritten (LIU ET AL. 1997). Bei Verwendung des kraftgeregelten Schweißbetriebs ergibt sich als weitere Rück-

wirkung aus dem Prozess die Eintauchtiefe E_t des FSW-Werkzeuges infolge der voreingestellten Anpresskraft F_A (Abbildung 2-2).

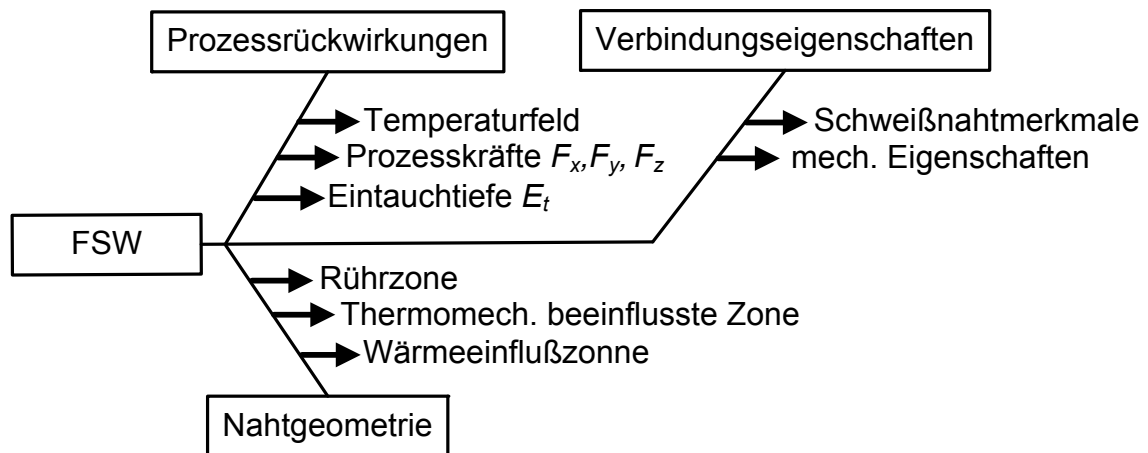


Abbildung 2-8: Ausgangsgrößen des FSW-Prozesses

Der FSW-Prozess führt zu einer Schweißung mit prozesstypischer Nahtgeometrie (zweite Kategorie), die sich in drei charakteristische Schweißnahtbereiche unterteilt (Abbildung 2-9). An den Grundwerkstoff, also den Bereich, der weder thermisch noch mechanisch durch den Schweißprozess beeinflusst wurde, grenzt die sogenannte *Wärmeeinflusszone* an. Diese ist bei allen Schweißverfahren vorhanden und unterscheidet sich nur in ihrer Größe. Der zweite, weiter innen liegende Bereich wird *thermomechanisch beeinflusste Zone* genannt. Sie wird nicht mehr unmittelbar vom Werkzeugpin erfasst und ist durch ein mechanisch stark verformtes Gefüge charakterisiert. In ihr findet keine dynamische Rekristallisation statt, da die Temperatur während des Schweißprozesses hierfür nicht ausreicht. Im Zentrum der FSW-Naht liegt das sogenannte *Nugget*. Die deutsche Bezeichnung hierfür ist *Rührzone*. Dieser Bereich entsteht unmittelbar um den Werkzeugpin. Aufgrund der sowohl hohen Prozesstemperatur als auch der mechanischen Beeinflussung (Durchmischen aufgrund der Rührbewegung und Verdichtung) erfolgt in diesem Bereich eine vollständige, dynamische Rekristallisation des Gefüges.

Eine weitere, charakteristische Erscheinung bei einer FSW-Naht ist die Rillenbildung an der Nahtoberseite. Der Abstand der Erhebungen ist dabei der Vorschub f , welcher der zurückgelegten Strecke während einer Werkzeugumdrehung entspricht (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 41).

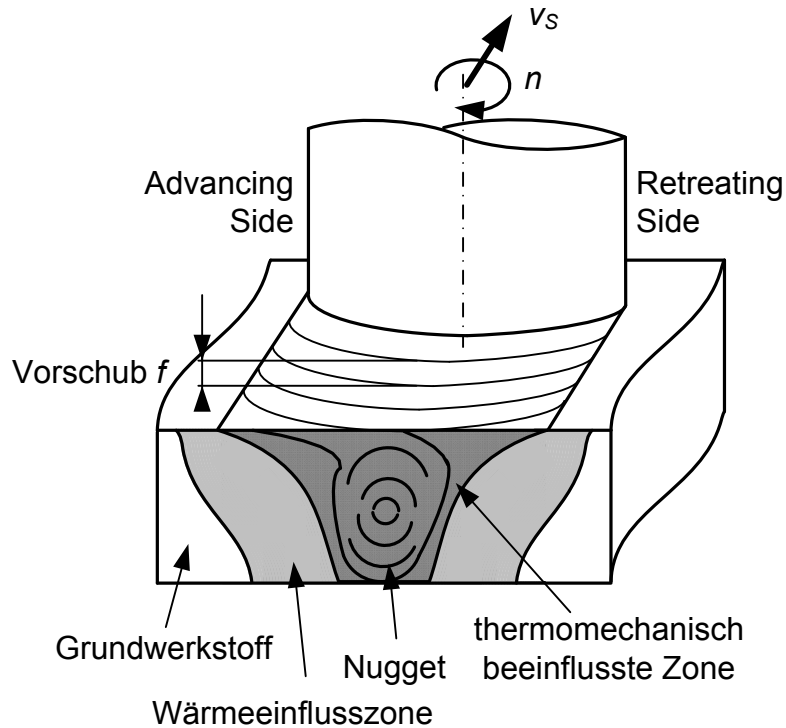


Abbildung 2-9: Querschnitt durch eine FSW-Naht (nach EIREINER 2006)

Die dritte Kategorie an Ausgangsgrößen des FSW-Prozesses sind die Verbindungseigenschaften. Diesen können sowohl die mechanischen Kennwerte der Fügeverbindung (Streckgrenze, Zugfestigkeit etc.) als auch Schweißnahtmerkmale zugeordnet werden. Hierbei treten sehr unterschiedliche Merkmale auf, die in Abbildung 2-10 skizziert sind und im Folgenden näher beschrieben werden.

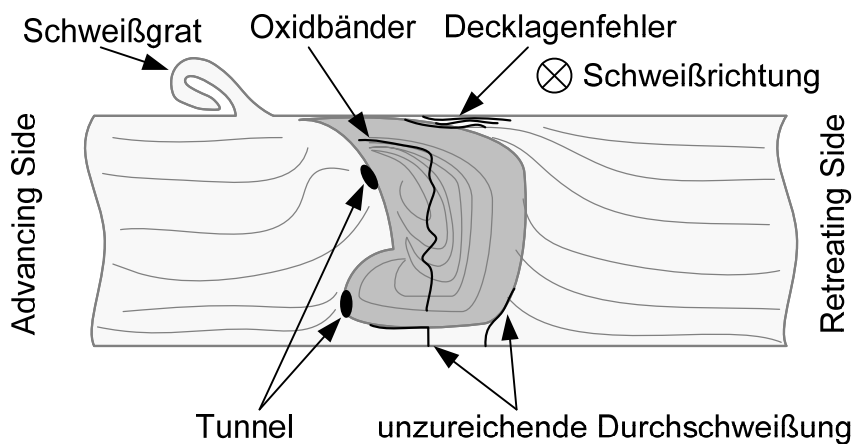


Abbildung 2-10: Charakteristische Merkmale einer FSW-Naht bei einer Stumpfstoßverbindung (nach VÖLLNER 2010)

Schweißgrat

Beim FSW kann sich ein erhöhter Schweißgrat ausbilden. Dabei handelt es sich um einen Materialauswurf an der Nahtoberseite, welcher vorwiegend im Bereich der Advancing Side auftritt (VÖLLNER 2010, S. 20). Ein zu hoher Schweißgrat entsteht durch zu viel Wärmeenergie infolge einer überhöhten Werkzeugdrehzahl n und/oder einer zu großen Eintauchtiefe E_t des Werkzeuges (positionsgeregelt) bzw. einer zu großen Anpresskraft F_A (kraftgeregelt). Dabei werden Teile des plastifizierten Werkstoffes von der Schweißzone zum Rand der Schweißnaht gedrängt und bilden dort den Grat aus. Diese Materialanhäufungen an der Nahtoberseite sind aus optischen Gründen und wegen der dadurch bedingten Reduzierung der Festigkeit (verringertes Nahtquerschnitt und auftretende Kerbwirkung) unerwünscht. Daher sollte ein zu hoher Schweißgrat durch eine geeignete Parametereinstellung vermieden werden. Eine Alternative stellt das mechanische Abtragen des Grates nach dem Schweißprozess dar.

Oxidbänder

Oxidbänder werden auch als *Joint Line Remnants* (JLR, deutsch: Stoßkanten-Fragmente) oder Flaws (deutsch: Fehlstellen) bezeichnet. Sie entstehen durch halbkontinuierliche Oxidschichten im Nugget. Diese Schichten beinhalten Sauerstoffverbindungen (z. B. Al_2O_3), die aus dem zerkleinerten Oxidüberzug der Füge Stoßfläche stammen (GSI SLV 2009, PALM ET AL. 2003), der an Aluminiumoberflächen an der Luftatmosphäre stets entsteht (KAMMER 2002, S. 428). Der Werkstofffluss um den Pin fördert sie während des Schweißprozesses in das Nugget. Diese Oxidbänder können zu einer Reduzierung der mechanischen Festigkeit der Schweißnaht führen (LEONARD & LOCKYER 2003, HAMMERS ET AL. 2011). JENE ET AL. (2006) beschreiben eine Reduzierung der Zugfestigkeit um etwa 10 % bei einer naturharten Aluminiumlegierung. Abhilfe schafft eine Reinigung und somit eine Entfernung der Oxidschichten am Füge Stoß vor dem Schweißvorgang.

Decklagenfehler

Ein *Decklagenfehler* (englisch: Surface Galling) entsteht bei einer zu niedrigen Prozesskraft F_z und einer zu hohen Werkzeugdrehzahl n . Dabei wird der Werkstoff in unmittelbarer Nähe der Werkzeugschulter vom übrigen Werkstoff abgeschert und aufgrund der verminderten Kraft F_z ungenügend verdichtet (VÖLLNER 2010, S. 22). Der Decklagenfehler hat nach WIDENER ET AL. (2008) keine signifikanten Auswirkungen auf die statische Festigkeit, jedoch deutliche Effekte im Hinblick auf die Dauerfestigkeit.

Unzureichende Durchschweißung

Bei einer unzureichenden Durchschweißung wird zwischen einem *Lack of Penetration* (LOP, deutsch: fehlerhafte Durchschweißung) und einem *Lack of Fusion* (LOF, deutsch: Bindefehler) unterschieden. Ein *LOP* tritt an der Nahtwurzel auf. Als Ursache gilt eine zu geringe Pinlänge l_p , die im Bereich der Nahtwurzel eine zu geringe Durchmischung des Werkstoffes der Fügepartner verursacht. Folglich befindet sich dort ein Spalt, der die Festigkeit der Verbindung erheblich reduziert. Ein ähnlicher Effekt tritt bei einem seitlichen Werkzeugversatz auf. Dieser Fehler wird als *LOF* bezeichnet. Durch den Versatz des Werkzeuges gegenüber der Stoßkante der Fügepartner verschiebt sich das Nugget aus dem Bereich der Stoßkante und somit kann ebenso ein Spalt entstehen (VÖLLNER 2010, S. 21).

Tunnelfehler

Tunnelfehler (englisch: *Worm hole* oder *Voids*) werden auch als *Schlauchporen* bezeichnet, wobei dieser Begriff nicht auf die allgemeine Definition einer Pore zutrifft. Poren entstehen durch den Übertritt des Werkstoffes von der flüssigen in die feste Phase. Da dieser Phasenübergang beim FSW nicht stattfindet, ist der Begriff *Schlauchpore* im wissenschaftlichen Sinne nicht korrekt. *Tunnelfehler* sind typische Merkmale, die bei FSW-Nähten mit ungeeigneten Prozessparametern entstehen können (LEONARD & LOCKYER 2003).

2.1.5 Anlagentechnik

Für das FSW werden unterschiedliche Schweißanlagen eingesetzt. Diese unterteilt VÖLLNER (2010) in drei verschiedene Gruppen:

- Spezialmaschinen
- Werkzeugmaschinen
- Robotersysteme: parallel- und seriellkinematische Systeme

Zu Beginn der Entwicklung in den 1990er Jahren wurden Spezialmaschinen zur Erforschung des Prozesses und für erste Anwendungsfälle verwendet. Diese Anlagen wurden gezielt für die jeweilige FSW-Aufgabe entwickelt und gebaut. Sie ermöglichen große Einschweißiefen durch hohe Anpresskräfte oder die Fertigung von großen Bauteilen aufgrund des angepassten Arbeitsraums. KALLEE ET AL. (2003) beschreiben die Anlage „Crawford Swift Powerstir“ mit einer Anpresskraft von bis zu 100 kN. MIDLING ET AL. (1999) berichten von der Fertigung von Schiffsbauanteilen mit Abmessungen von über 16 m Länge mit Hilfe einer ESAB-Sonder-

maschine. Ein weiteres, interessantes Beispiel für den Einsatz von FSW-Spezialanlagen ist die Fertigung von Bauteilen für das Space Shuttle (THOMPSON 2003).

Eine Alternative zu Spezialmaschinen ist der Einsatz von Werkzeugmaschinen. So sind Fräsmaschinen im Allgemeinen in der Lage, durch ihre steife Maschinenstruktur und die Frässpindel sowohl die Anpresskräfte als auch das Drehmoment für den FSW-Prozess bereitzustellen. ZÄH ET AL. (2008) beschreiben die grundsätzliche Machbarkeit an einem Fräsbearbeitungszentrum an einem Beispiel, bei dem unterschiedliche Aluminiumlegierungen verschweißt wurden. Im Vergleich zu Spezialmaschinen bestechen Werkzeugmaschinen durch geringere Investitionskosten und die bereits integrierten Mess- und Überwachungseinrichtungen, die für die spanende Bearbeitung vorhanden sind und die für FSW auch genutzt werden können. Darüber hinaus sind Werkzeugmaschinen kinematisch flexibler im Einsatz und können bei Bedarf für eine kombinierte Bearbeitung aus Fräsen und Schweißen in einer Aufspannung genutzt werden (ZAEH ET AL. 2004). Auch MINTON & MYNORS (2006) demonstrieren die Machbarkeit des FSW auf Fräsmaschinen.

Die dritte Gruppe der FSW-Anlagen sind die roboterbasierten Systeme. Hierbei unterscheidet VÖLLNER (2010) zwischen parallelkinematischen (zum Beispiel Tripoden oder Hexapoden) und seriellkinematischen Systemen wie Sechs-Achs-Knickarmrobotern. Beide Systeme wurden bereits für unterschiedliche FSW-Anwendungen erfolgreich eingesetzt (LOITZ & WULFSBERG 2009, SMITH 2007, MEYER 2006, VOELLNER ET AL. 2006).

Beim Vergleich der drei unterschiedlichen Anlagentypen ist erkennbar, dass die Auswahl der richtigen Anlage von der Schweißaufgabe abhängig ist. Abbildung 2-11 gibt einen Überblick über die wichtigsten Kriterien: geringe Investitionskosten (abgekürzt Investition), große Steifigkeit und hohe Flexibilität.

Sondermaschinen zeichnen sich vor allem durch die hohe Anlagensteifigkeit aus und sind somit geeignet, die höchsten Anpresskräfte zu realisieren. Damit einhergehend können mit ihnen die größten Einschweißtiefen erreicht oder höherfeste Werkstoffe verarbeitet werden. Werkzeugmaschinen sind in der Regel weniger steif, dafür sind ihre Investitionskosten geringer und ihre Flexibilität höher, da beispielsweise eine spanende Bearbeitung des Bauteils ebenso möglich ist. Roboteranlagen sind in ihrer Steifigkeit stark begrenzt, aber bezüglich Investition und Flexibilität den beiden anderen Gruppen überlegen.

	Investition	Steifigkeit	Flexibilität	
Sondermaschine	○	●	○	Erfüllungsgrad: ○ gering ◐ mittel ● hoch
Werkzeugmaschine	◐	◐	◐	
Roboteranlage	●	○	●	

Abbildung 2-11: Merkmale unterschiedlicher FSW-Anlagentypen

2.2 Vor- und Nachteile des Verfahrens

Vorteile

Der Einsatz des FSW in industriellen Anwendungen beruht auf zahlreichen Vorteilen gegenüber traditionellen Schweißverfahren. Tabelle 2-1 listet die wichtigsten Vorteile in einer kurzen Übersicht. Von besonderer Bedeutung für den Einsatz des Verfahrens ist dessen Wirtschaftlichkeit. So werden keine Zusatzwerkstoffe, keine Absaugtechnik und keine spezielle Sicherheitstechnik benötigt. Des Weiteren muss das Bedienpersonal nicht besonders geschult werden und eine Durchführung ist vollautomatisiert möglich. Ebenso können Vorbereitung und Nacharbeit reduziert werden. MONONEN ET AL. (2001) führten eine vergleichende Studie in der Produktion von Paneelen aus Aluminium-Strangpressprofilen bezüglich Kosten und Fertigungszeit durch. Sie verglichen dabei das FSW mit dem traditionellen Verfahren des Metall-Inertgas-Schweißens (MIG-Schweißen). Detailliert präsentierten sie, dass durch die Vorteile des FSW sowohl die Bearbeitungszeit bis zu 78 % als auch die Produktionskosten pro Meter um circa 11 % reduziert werden können.

Wie bereits im Abschnitt 2.1.2 beschrieben, ist ein breites Werkstoffspektrum sogar in unterschiedlichen Mischverbindungen schweißbar. Die realisierbare Schweißnahtfestigkeit eröffnet zudem vor allem in stark belasteten Strukturen ein großes Anwendungspotenzial. NAGANO ET AL. (2001) untersuchten in einer Studie die Festigkeit von unterschiedlichen Schweißnähten. Hierbei wurde das FSW mit dem Wolfram-Inertgas- (WIG-) und dem Laserstrahlschweißen anhand einer Alumi-

nium-Mischverbindung verglichen. Dabei zeigten die FSW-Zugproben die höchsten Festigkeiten. Die verbesserten Kennwerte treten bei statischer und insbesondere bei dynamischer Beanspruchung auf. Das Ermüdungsverhalten bei FSW-Bauteilen ist grundsätzlich besser als bei Schmelzschweißverfahren. Durch die nicht-stattfindenden Phasenübergänge (fest-flüssig-fest) bilden sich keine inneren Kerben im Schweißnahtbereich aus, die die Verbindungsfestigkeit signifikant reduzieren könnten (PEDWELL ET AL. 1999).

Ein weiterer entscheidender Vorteil gegenüber anderen Schweißverfahren ist der relativ geringe Wärmeeintrag in die Bauteile, was zu einem deutlich reduzierten Verzug der Fügepartner durch den Schweißprozess führt. Für einen Vergleich des Bauteilverzugs benutzten SHINODA ET AL. (2001) zwei ebene, 3 mm dicke und 10 mm breite Bleche mit einer Länge von 1 m. Diese wurden an der langen Kante im Stumpfstoß mit dem MIG-Verfahren, mit dem Laser und mittels FSW gefügt. Im Vergleich zum MIG-Schweißen konnte der Verzug durch den Lasereinsatz von 35 mm auf 24 mm, d. h. um 31 %, verringert werden. Durch den Einsatz von FSW an Stelle des Lasers verringerte sich der Verzug auf lediglich 3 mm, was eine Verbesserung gegenüber dem MIG-Schweißen um 91 % bedeutet.

Tabelle 2-1: Vorteile des Verfahrens FSW gegenüber konventionellen Schweißverfahren

Vorteile	
Prozessdurchführung	<ul style="list-style-type: none"> • hohe Automatisierbarkeit • kein Fachpersonal notwendig
Kosten	<ul style="list-style-type: none"> • Reduzierung der Vorbereitung und Nacharbeit • kein Zusatzstoffe (Schutzgas, Zusatzdraht)
Arbeitssicherheit	<ul style="list-style-type: none"> • kein Schweißrauch, keine Stäube • keine spezielle Sicherheitstechnik
Anwendung	<ul style="list-style-type: none"> • breites Werkstoffspektrum • Mischverbindungen möglich
Nahteigenschaften	<ul style="list-style-type: none"> • hohe Nahtfestigkeit • sehr gutes Ermüdungsverhalten • geringer Schweißverzug

Nachteile

Die Substitution eines bewährten Schweißverfahrens durch FSW im industriellen Umfeld ist meist mit einigen Herausforderungen verbunden. ZÄH ET AL. (2008) versuchten, FSW auf ein Serienbauteil zu übertragen, welches ursprünglich für das

MIG-Verfahren konstruiert wurde. Aufgrund der hohen Prozesskräfte war es notwendig, die Bauteilsteifigkeit des Aluminium-Druckgussbauteils im Inneren durch einen Kern zu erhöhen und eine entsprechend steife Anlage einzusetzen. Des Weiteren führte die dreidimensionale Bauteilgeometrie zu einer komplexen Spanntechnik und zu einer schwierigen Werkzeugführung. Weitere Problemstellungen bzw. Nachteile des Verfahrens, wie zum Beispiel die eingeschränkte Bauteilgeometrie, der prozessbedingte Endkrater oder der Patentschutz, sind in nachfolgender Tabelle zusammengefasst. In einigen Anwendungen, beispielsweise im Flugzeugbau, ist auch eine aufwändige Qualifizierung des Prozesses notwendig.

Tabelle 2-2: Nachteile des Verfahrens FSW gegenüber konventionellen Schweißverfahren

Nachteile	
Prozesskräfte	<ul style="list-style-type: none">• Bauteilsteifigkeit• Steifigkeit der Anlage• Spanntechnik
Bauteile	<ul style="list-style-type: none">• Zugänglichkeit• eingeschränkte Bauteilgeometrie• Endkrater
Anwendung	<ul style="list-style-type: none">• Lizenzierung wegen Patentschutz• meist fehlende Prozessqualifizierung

2.3 Derzeitige Anwendungen

Schiffs- und Schienenfahrzeugbau

Erste industrielle Anwendungen des FSW-Verfahrens existieren bereits seit Mitte der 1990er Jahre im Schiffsbau. Dort wird das Verfahren eingesetzt, um aus stranggepressten Aluminium-Hohlprofilen große Plattenelemente herzustellen. Die Platten besitzen zum Beispiel eine Größe von bis zu 13 m auf 16 m und werden als Seitenwände eingebaut. Wie bereits in Abschnitt 2.2 beschrieben, kann mit FSW der prozessbedingte Bauteilverzug gegenüber konventionellen Schmelzschweißverfahren erheblich reduziert werden, was in dieser Anwendung zu entscheidenden Vorteilen führt (MIDLING ET AL. 1999). Abbildung 2-12 beinhaltet Bilder der Bauteile und der verwendeten FSW-Anlage. Auf dem linken Bild sind die einzelnen Strangpressprofile zu sehen, die zu den Platten verarbeitet werden.

Die weiteren Entwicklungen im Bereich des Schiffbaus sind von der Reduzierung der Strukturmasse geprägt, um Treibstoff einzusparen und die Reisegeschwindigkeit zu erhöhen. Um diese Ziele zu erreichen, ist der Einsatz des FSW sehr hilfreich. So lässt sich die Strukturmasse bei einer Schweißnahtlänge von 100 km um 8 t Aluminium reduzieren, was auch zu einer direkten Kosteneinsparung von etwa 70.000 € führt, da auf einen Schweißzusatzwerkstoff komplett verzichtet werden kann (MUELLER 2009).

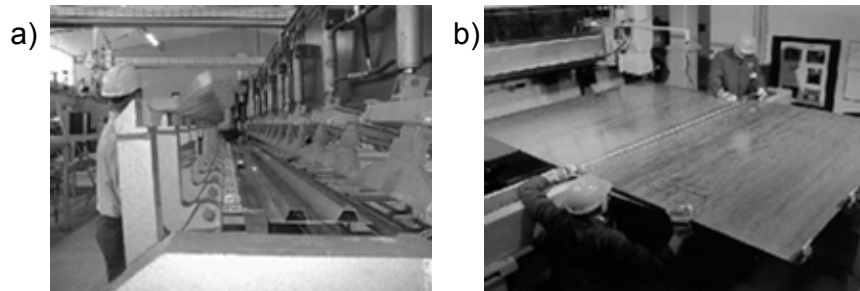


Abbildung 2-12: Aluminiumpaneele für den Schiffsbau (Quelle: TWI)

Ähnliche Schweißaufgaben lassen sich im Bereich des Schienenfahrzeugbaus identifizieren. Auch in dieser Branche werden Aluminium-Strangpressprofile zu größeren, ebenen Strukturbauteilen verarbeitet. Sie werden zum Beispiel in U-Bahn-Zügen für Seitenwände oder Bodenplatten eingesetzt. HORI ET AL. (1999) untersuchten für einen derartigen Anwendungsfall die Substitution des MIG- oder des Laserstrahlschweißens durch FSW und sie belegen das große Potenzial für den Schienenfahrzeugbau.

Die Schweißaufgaben beim Bau von Schiffen und Schienenfahrzeugen sind von flachen, großen Bauteilen geprägt, die durch FSW an ebenen, einfachen Nahtgeometrien verschweißt werden. Die Gründe für den dortigen Einsatz des FSW finden sich vor allem beim prozessbedingt geringen Schweißverzug und der wirtschaftlichen Fertigung.

Luft- und Raumfahrttechnik

Auch in Anwendungen in der Luft- und Raumfahrttechnik zeigen sich die Vorteile des FSW. So wird das Verfahren beispielsweise zur Verarbeitung der hochfesten Aluminiumlegierung EN AW-2198 bei den Trägerraketen Delta II und Delta IV der Firma *The Boeing Company* eingesetzt (LOHWASSER 2010, S. 131 - 133). Diese hochfeste Aluminiumlegierung kann mit konventionellen Schweißverfahren nur bedingt gefügt werden. Mit FSW kann die Nahtfestigkeit gegenüber Schmelzschweißverfahren um bis zu 50 % verbessert und die Produktionszeit um bis zu

80 % reduziert werden (KALLEE ET AL. 2003). Bei der europäischen Trägerrakete Ariane 5 untersucht die Firma *MT Aerospace AG* den Einsatz des FSW zur Fertigung von Tankdomen aus EN AW-2219 bzw. EN AW-2195 (EIGEN ET AL. 2010, KAHNERT ET AL. 2010). Eine ähnliche Anwendung ist die Herstellung eines Außentanks für das Space Shuttle, bei dem auch die hochfeste Al-Li-Legierung EN AW-2195 Verwendung findet (JONES ET AL. 1999, THOMPSON 2003).

In der Luftfahrttechnik wird ebenso das Potenzial der FSW-Anwendung genutzt. Das bekannteste Beispiel aus dieser Branche ist die Fertigung des Flugzeuges Eclipse 500, das Platz für bis zu fünf Passagiere bietet. Der Hersteller *Eclipse Aviation Corporation* setzte sich zum Ziel, durch den Einsatz innovativer Produktionsmethoden die Herstellkosten erheblich zu senken. Aus diesem Grund wurde für die Fertigung des Flugzeugrumpfs auf FSW zurückgegriffen. Im Jahre 2006 erteilte die amerikanische Luftfahrtbehörde FAA die Zulassung für das Flugzeug (CHRISTNER ET AL. 2003A, CHRISTNER ET AL. 2003B, CHRISTNER 2007). Insgesamt wurden bisher 270 Flugzeuge dieses Typs ausgeliefert. Abbildung 2-13 zeigt das Fügen einzelner Rumpfsegmente. Dabei sind sowohl die Spannvorrichtung als auch die FSW-Anlage zu sehen.

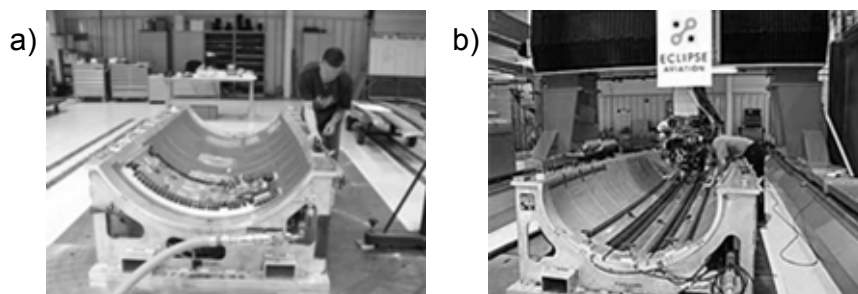


Abbildung 2-13: Spannvorrichtung (a) und Sondermaschine (b) zur Fertigung der Rumpfstruktur der Eclipse 500 (Quelle: TWI)

Weitere Untersuchungen zur Anwendung des FSW im Bereich des Flugzeugbaus finden derzeit statt (LOHWASSER 2000, LOHWASSER 2001, MARIE 2001, SHEPHERD 2000, FERNANDEZ 2010). Wegen der aufwändigen Zertifizierung ist bei vielen Flugzeugen, die derzeit im Dienst stehen, noch keine weitere FSW-Anwendung zu finden.

Im Bereich der Luft- und Raumfahrttechnik besteht das FSW vor allem aufgrund der nicht vorhandenen unterschiedlichen Aggregatzustände (fest-flüssig-fest). So können Legierungen verschweißt werden, die nur als bedingt schweißgeeignet gelten. Ein weiterer Vorteil ist die Möglichkeit, die Produktionszeit und damit die Herstellkosten erheblich senken zu können. Bauteilseitig werden meist ebene, große

Bauteile oder Bauteile mit großen Radien, wie zum Beispiel bei der Rumpffertigung, verarbeitet.

Automobilbau

Einer der größten produzierenden Industriezweige, vor allem in Deutschland, ist der Automobilbau. Gerade unter der Prämisse, den Treibstoffverbrauch zu senken, sind Leichtbaukonzepte und -prinzipien wichtig für den Markterfolg. Ein konsequenter Leichtbau in der Fahrzeugindustrie ist aber oft erst durch innovative Fügetechnik möglich. Das FSW bietet aufgrund der hochwertigen Nahtverbindung und der Möglichkeit von Mischverbindungen Potenzial, die Masse der tragenden Struktur zu verringern. Neben diversen Studien über FSW-Anwendungen an Karosserie- und Antriebskomponenten (KALLEE ET AL. 2003, KALLEE & THOMAS 2005, SHEIKHI ET AL. 2004 bzw. DENKO & ENOMOTO. 2001, OOSTERKAMP & HEURTAUX 2006) wird das FSW bisher nur in wenigen Fahrzeugmodellen, die serienmäßig gefertigt werden, eingesetzt. Das erste dieser Serienfahrzeuge war der Sportwagen *Ford GT*. Die Schweißaufgabe besteht darin, einen stranggepressten Mitteltunnel an eine Rahmenkonstruktion zu schweißen, welcher aus Strangpressprofilen und Gusskomponenten besteht (KALLEE & THOMAS 2005, MISHRA & MAHONEY 2007, S. 300). Mit dem FSW kann hierbei prozesssicher eine Mischverbindung an einer einfachen Bauteilgeometrie realisiert werden. Ein ähnlicher Einsatz ist bei der Serienproduktion des *AUDI R8* gegeben: Hier werden Tailored Blanks mit unterschiedlichen Wandstärken mittels FSW verschweißt und anschließend zu einer crashrelevanten Komponente umgeformt. Diese Umformung wird durch die hohe Nahtgüte des Schweißprozesses erst ermöglicht (MEYER 2006, MEYER & SCHILLING 2007).

Weiter verbreitet in der Automobilindustrie ist das Rührreib-Punktschweißen. Es ist eine Verfahrensvariante des FSW, bei dem nur punktuelle Verbindungen erzeugt werden. Diese Technologie wird bereits in der großvolumigen Serienfertigung bei der Firma *Mazda Motor Corporation* verwendet (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 302). Die vorliegende Arbeit befasst sich ausschließlich mit dem konventionellen FSW und deswegen wird auf diese Verfahrensvariante nicht weiter eingegangen.

In der Automobilbranche wurden bereits viele Anwendungsmöglichkeiten für das FSW untersucht, wobei sich der Einsatz des FSW in der derzeitigen Serienfertigung auf wenige Technologieträger beschränkt. Die bisherigen Anwendungsfälle sind bezüglich der Komplexität der Bauteile mit denen des Schiffs- und Schienen-

fahrzeugbaus vergleichbar: relativ große Bauteile mit langen, geradlinigen Nähten in Stumpf- oder Überlappverbindungen.

Sonstige Bereiche

Abgesehen von den bereits beschriebenen Industriebereichen gibt es Beispiele in weiteren Anwendungsbereichen: So werden große Aluminiumplatten mit dem FSW aus kleineren Strangpressprofilen für Ladeflächen von Lastkraftwägen oder für Landeflächen für Helikopter auf Gebäuden gefertigt. Eine ähnliche Schweißaufgabe ergibt sich auch in der Fassadengestaltung (ELLERMANN 2009).

Eine außergewöhnliche Anwendung für die Fertigung mit dem FSW ist die Endlagerung von radioaktivem Abfall in Schweden. Die radioaktiven Elemente werden dazu in Kupferkanistern aufbewahrt, welche prozesssicher und vor allem sehr dicht verschweißt werden müssen. Für diese anspruchsvolle Aufgabe wurde das FSW ausgewählt und der Prozess für diesen Sonderfall über lange Zeit weiterentwickelt (CEDERQVIST 2004, CEDERQVIST 2006).

Der Vorteil, dass FSW sehr dichte Schweißnähte erzeugt, wird auch bei der Herstellung von Kühlkörpern genutzt (KONZ 2009, MEYER 2009). Die dichten Schweißnähte und die aufgrund des Prozesses nicht auftretenden Schweißporen sind gute Voraussetzungen, das FSW auch in der Lebensmittelindustrie einzusetzen. MEYER (2009) führt beispielsweise Fleischschneidemaschinen oder Gefriergeräte an, welche serienmäßig bereits unter dem Einsatz von FSW produziert werden. Diese positiven Prozesseigenschaften sind auch in der Medizintechnik von Vorteil (MEYER 2009).

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das FSW vornehmlich an großen Bauteilen mit geradlinigen Schweißnähten eingesetzt wird. Dies erfolgt aufgrund wesentlicher Vorzüge gegenüber anderen Schweißverfahren. Mit dem FSW können sowohl die Wirtschaftlichkeit verbessert werden als auch Fügelösungen realisiert werden, die mit anderen Schweißverfahren nicht oder nur bedingt möglich sind. Die Aufgabe, Orbitalnähte an kleinen Rohren zu realisieren, führt zu signifikanten Abweichungen im Vergleich zum FSW an ebenen Blechen. Diese Abweichungen werden im Folgenden ausführlich beleuchtet.

3 Problemfelder und Lösungsbausteine

3.1 Überblick

Die beschriebenen Anwendungen belegen, dass das FSW in der Produktion große Vorteile gegenüber anderen Schweißverfahren bieten kann. Das damit verbundene Potenzial wurde bereits bei großen, ebenen Bauteilen mit geradlinigen Schweißnähten ausführlich nachgewiesen. Um die Einsatzbreite des Verfahrens zu vergrößern, stellt sich die Frage, wie sich der FSW-Prozess bei der gekrümmten Oberfläche von Rohren verhält und wie für deren Verbindung die Prozessführung entsprechend angepasst werden muss. Deswegen wurde im Verlauf dieser Arbeit der FSW-Prozess an einer Orbitalnaht an Rohren aus Aluminiumwerkstoffen mit kleinen Durchmessern ($d_R < 200$ mm) untersucht. Dabei treten im Vergleich zu ebenen, großen Werkstücken verschiedene, signifikante Abweichungen auf. Bei Rohren führt die Krümmung der Mantelfläche zu einem veränderten Werkzeug-Werkstück-Kontakt. Dies hat zunächst sowohl eine reduzierte Kontaktfläche als auch einen fehlenden Kontakt der nachlaufenden Werkzeugschulterkante mit der Fügezone zur Folge (Abbildung 3-1 rechts). Die Auswirkungen dessen sind Inhalt des folgenden Abschnittes 3.2.

Neben dem Werkzeug-Werkstück-Kontakt ergeben sich ebenso Unterschiede in der Spanntechnik. Um die hohen Prozesskräfte aufnehmen zu können, ist es notwendig, dass die Rohre im Inneren durch einen Kern abgestützt werden. Dadurch verändert sich der Wärmestrom von der Fügezone in die Spannvorrichtung erheblich. Außerdem besteht die Gefahr, dass ein Pressverband entsteht, der bei der Demontage der Spannvorrichtung zu Problemen führen kann (Abschnitt 3.3).

Ein weiterer Unterschied zum Schweißen von ebenen Werkstücken ist die notwendige Beseitigung des prozessbedingten Endkraters. Bei ebenen Fügepartnern wird in der Regel der Endkrater in einen Bereich mit geringeren Festigkeitsanforderungen gelegt oder der Bereich des Endkraters wird nach dem Schweißvorgang vom Bauteil getrennt. Bei einer Umfangsnaht an einem Rohr existiert in der Regel weder ein Bereich geringerer Belastung noch kann der Endkrater anschließend vom Rohr entfernt werden. Daher sind besondere Maßnahmen bezüglich des Endkraters notwendig (Abschnitt 3.4).

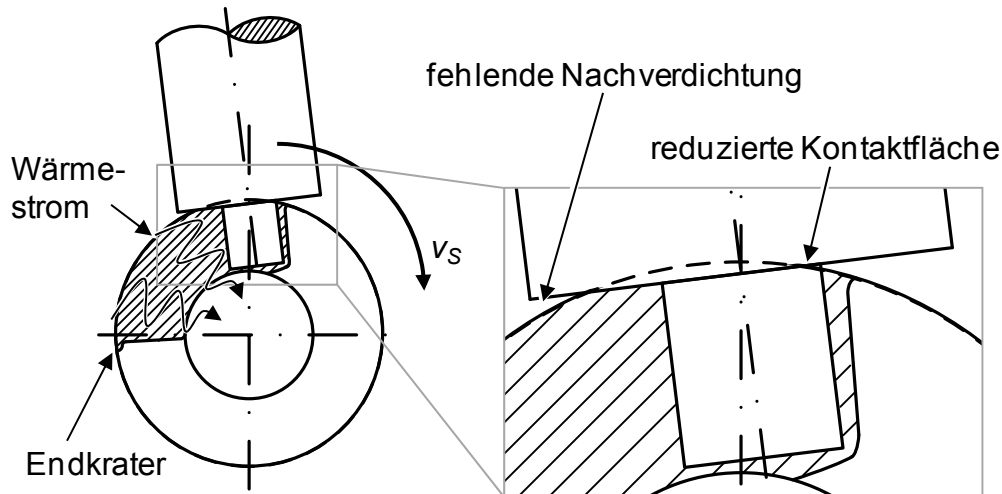


Abbildung 3-1: Unterschiede beim FSW von Rohren im Vergleich zu FSW an ebenen Bauteilen

Bei den folgenden, theoretischen Betrachtungen basieren die Angaben zu den Werkzeugabmessungen auf folgender Faustformel, die sich in vielen experimentellen Untersuchungen bewährt hat: Die Pinlänge l_P entspricht in etwa der Wandstärke t_W des Werkstückes. Der gewählte Pindurchmesser d_P liegt im Bereich der Pinlänge l_P und der Schulterdurchmesser d_S beträgt mindestens das Doppelte des Pindurchmessers d_P .

3.2 Werkzeug-Werkstück-Kontakt

Die gekrümmte Oberfläche der Rohre verursacht Abweichungen im Werkzeugkontakt. In der Regel wird das Werkzeug mit einem stechenden Anstellwinkel α geführt (Abbildung 2-4). In Bezug auf den TCP befindet sich das FSW-Werkzeug während des Schweißprozesses um die Eintauchtiefe E_{tM} im Werkstück eingedrückt. Die sich ergebende Eintauchtiefe E_t berechnet sich im ebenen Fall aus der programmierten Eintauchtiefe E_{tM} am TCP, dem Schulterdurchmesser d_S und dem Anstellwinkel α durch Formel 3-1:

$$E_t = E_{tM} + \frac{d_S}{2} \sin(\alpha) \quad \text{Formel 3-1}$$

Neben E_t wird der Werkzeug-Werkstück-Kontakt über die Kontaktfläche A_K des FSW-Werkzeuges und des Werkstückes beschrieben. $A_{K\%}$ bezeichnet das Verhältnis aus der realen Kontaktfläche A_K und der gesamten Schulterfläche A_S . Tabelle 3-1 listet diese Größen in Abhängigkeit des Schulterdurchmessers d_S bei konstantem Anstellwinkel α von 2° und einer programmierten Eintauchtiefe E_{tM} von 0,15 mm

auf. Diese Kontaktfläche A_K wurde mit Hilfe des CAD-Programms Catia© bestimmt. Dabei wurden zwei Volumenkörper miteinander geometrisch verschnitten und A_K anschließend vermessen. Es ist klar an den Ergebnissen erkennbar, dass mit steigendem Schulterdurchmesser d_S die Eintauchtiefe E_t bei gleichzeitiger Abnahme der relativen Kontaktfläche $A_{K\%}$ steigt.

Tabelle 3-1: Eintauchtiefe und Kontaktfläche bei ebener Werkstückoberfläche in Abhängigkeit des Schulterdurchmessers d_S

d_S in mm	E_t in mm	A_S in mm ²	A_K in mm ²	$A_{K\%}$
10	0,32	78,54	75,95	97 %
12	0,36	113,10	103,72	92 %
14	0,39	153,94	132,76	86 %

Mit Hilfe dieser CAD-Modellierung war es möglich, numerisch zu untersuchen, wie sich im Vergleich zum ebenen Fall die relative Kontaktfläche $A_{K\%}$ in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers d_R verhält. Dazu wurden sowohl das Werkstück als auch das Werkzeug aus zylindrischen Volumina modelliert und anschließend mit den vorherigen Parametern Anstellwinkel α und Eintauchtiefe E_{tM} miteinander verschnitten. Das Ergebnis zeigt eine erhebliche Reduzierung der Kontaktfläche $A_{K\%}$ bei Rohren mit kleinen Durchmessern im Vergleich zu ebenen Bauteilen (Abbildung 3-2). Ein Rohr mit einem unendlich großen Durchmesser entspricht in diesem Diagramm einem ebenen Bauteil.

Beispielsweise bei der Verwendung eines Werkzeuges mit d_S gleich 10 mm ist bei einem Rohrdurchmesser d_R kleiner 80 mm die relative Kontaktfläche $A_{K\%}$ unter 65 %. Ebenso zeigt Abbildung 3-2 den entstehenden Kontakt des Werkzeuges auf der Werkstückoberfläche, der diese Reduzierung bildlich verdeutlicht.

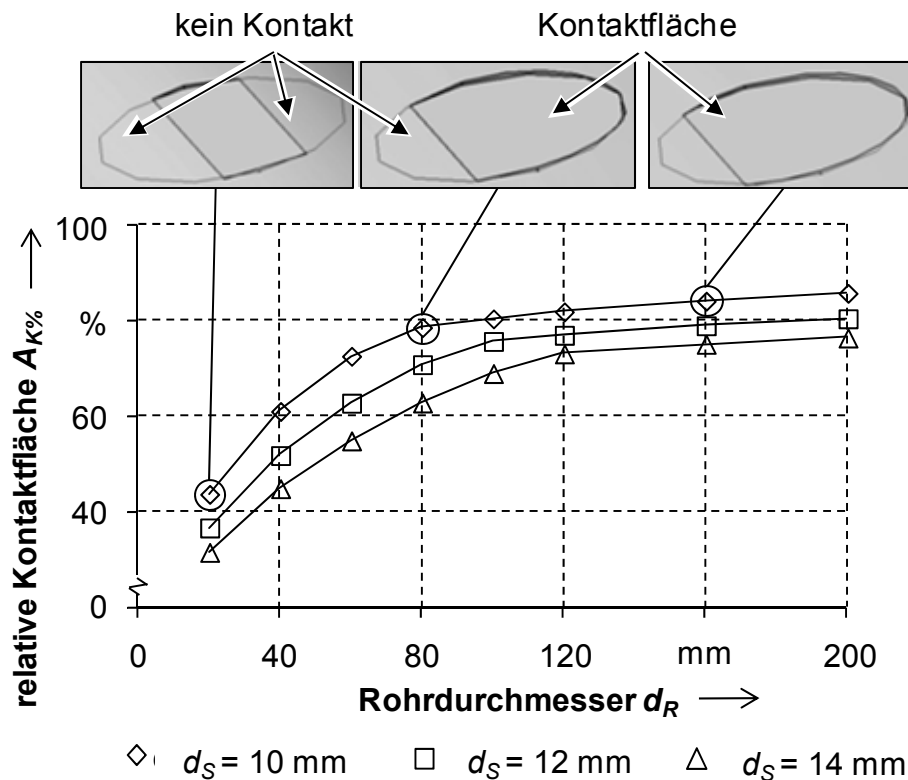


Abbildung 3-2: Theoretische Größe der relativen Kontaktfläche $A_{K\%}$ in Abhängigkeit von d_S und d_R ($E_{LM} = 0,15$ mm)

Wie bereits im Abschnitt 3.1 erläutert, ist neben der Reduzierung der Fläche A_K der Kontakt der nachlaufenden Schulterkante die zweite, signifikante Abweichung im Vergleich zum FSW an ebenen Bauteilen. Die Krümmung der Bauteiloberfläche führt bei sinkendem Rohrdurchmesser d_R zu einem Grenzwert, ab dem kein Kontakt der nachlaufenden Werkzeugkante mit dem Bauteil stattfindet. Dieser Grenzwert ist von der Bauteilkrümmung, also dem Rohrdurchmesser d_R , und dem Durchmesser des verwendeten Schweißwerkzeuges (d_S) abhängig. Er kann mit der bereits beschriebenen CAD-Modellierung bestimmt werden und das Ergebnis ist in Abbildung 3-3 dargestellt. Analog zur vorherigen Abbildung ist für drei verschiedene Schultergrößen die sich ergebende Eintauchtiefe E_t in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers d_R aufgetragen. Der Grenzwert ist erreicht, wenn die berechnete Eintauchtiefe E_t gleich Null ist. Eine negative Eintauchtiefe E_t gibt den Abstand der nachlaufenden Werkzeugschulterkante zum Bauteil wieder, d.h. die Schulterkante hat in diesem Fall keinen Kontakt mit der Bauteiloberfläche (grau hinterlegt in Abbildung 3-3). Beispielsweise ergibt sich bei Verwendung einer Schulter mit Durchmesser d_S gleich 12 mm und einem Rohrdurchmesser d_R von 20 mm ein Abstand von 1,6 mm.

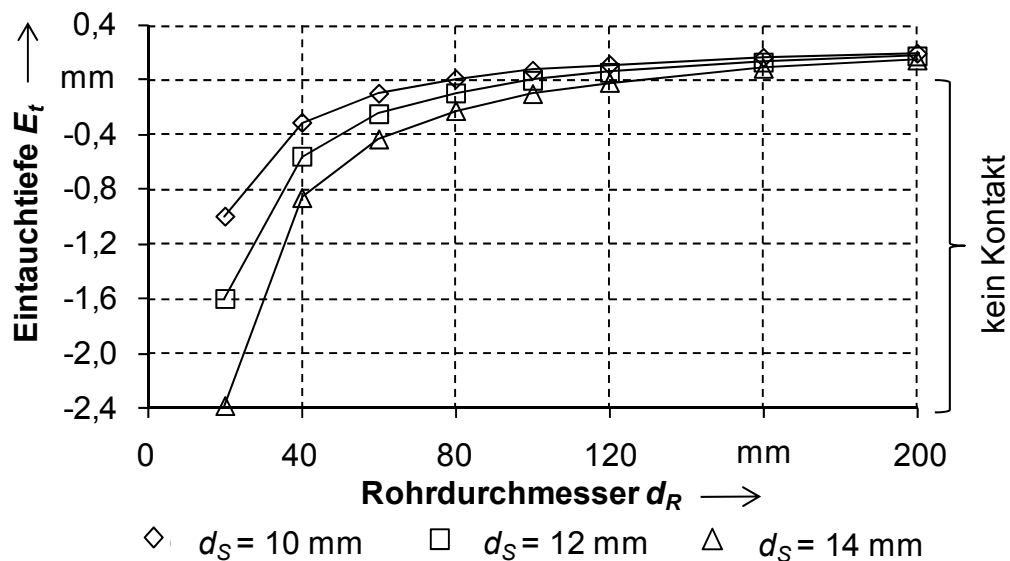


Abbildung 3-3: Theoretische Eintauchtiefe in Abhängigkeit von Schulterdiameter d_S und Rohrdurchmesser d_R ($E_{LM} = 0,15$ mm)

Es wird damit ersichtlich, dass diese beiden Abweichungen (verringerte Kontaktfläche und Kontakt der nachlaufenden Werkzeugschulterkante) vor allem bei kleinen Rohrdurchmessern einen erheblichen Einfluss auf den Werkzeug-Werkstück-Kontakt und damit auf den Schweißprozess an sich haben. Folglich besteht die Gefahr, dass Parameter, die im ebenen Fall zu hochwertigen Schweißnähten führen, bei gekrümmten Bauteilen Schweißnahtfehler entstehen lassen.

3.3 Spannvorrichtung

Wie bereits im Abschnitt 2.1.2 erörtert, ist eine geeignete Spannvorrichtung für einen qualitativ hochwertigen FSW-Prozess unabdingbar. Gemäß den prinzipiellen Anforderungen an die Spannvorrichtung ist bei Rohren damit ein Kern im Inneren zwingend notwendig. Dieser Kern muss das Rohr innen komplett ausfüllen und wird zur Erzeugung einer Orbitalnaht mit dem Rohr einmal um 360° rotiert. Im Vergleich zu Schweißungen an ebenen Bauteilen, die in der Regel auf eine massive Stahlunterlage mit Hilfe von Spannelementen angepresst werden, ergibt sich bei Rohren eine erheblich kleinere Masse des inneren Spanndorns. Dieser Unterschied verändert damit stark den Abfluss der Prozesswärme vom Werkstück in die Spannvorrichtung. Dies bedeutet, dass beim FSW-Prozess an kleinen Rohren sich sowohl der Wärmeeintrag aufgrund der geringeren Reibfläche ($A_{K\%}$ in Abschnitt 3.2) als auch der Wärmetransport in die Spannvorrichtung verändert. Durch einen Vergleich der Massen bei den entsprechenden Spannvorrichtungen wird der Unter-

schied deutlich. Unter der Annahme, dass die Vorrichtungen aus dem gleichen Werkstoff gefertigt sind, reicht ein Vergleich der Werkstückvolumina. So ergeben sich die einzelnen Volumina der Spanntechnik für Rohre (Formel 3-2; t_W ist die Wandstärke des Rohres) und für ein ebenes Werkstück (Formel 3-3), bei dem die Aufspannplatte die Abmessungen a_{Breite} , a_{Tiefe} und $a_{Höhe}$ besitzt (Abbildung 3-4):

$$V_{Spannv,Rohr} = \frac{\pi}{4}(d_R - 2 t_W)^2 a_{Höhe} \quad \text{Formel 3-2}$$

$$V_{Spannv,Blech} = a_{Breite} a_{Tiefe} a_{Höhe} \quad \text{Formel 3-3}$$

Bei der Betrachtung des Verhältnisses entfällt die Höhe $a_{Höhe}$ der Spannvorrichtung, da für beide die gleichen Werte angenommen wurden:

$$V_{Spannv} = \frac{V_{Spannv,Blech}}{V_{Spannv,Rohr}} = \frac{4 a_{Breite} a_{Tiefe}}{\pi(d_R - 2 t_W)} \quad \text{Formel 3-4}$$

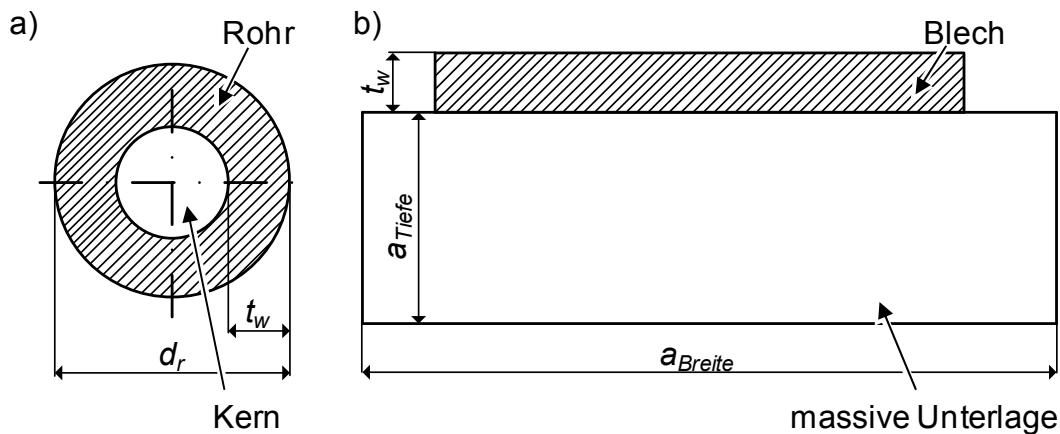


Abbildung 3-4: Schematische Draufsicht der Spannvorrichtungen für Rohre (a) und ebene Bleche (b) (nicht maßstäblich)

Bei einer Aufspannplatte mit einer Breite a_{Breite} von 400 mm und einer Tiefe a_{Tiefe} von 100 mm ergibt sich für das Verhältnis V_{Spannv} in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers d_R und der Wandstärke t_W das Resultat in Abbildung 3-5. Das Verhältnis nähert sich mit steigendem Durchmesser d_R dem Wert eins an, es wird aber im untersuchten Bereich nie kleiner als eins. Insbesondere bei kleineren Durchmessern d_R ist das Verhältnis sehr hoch, was zu einem stark abweichenden Wärmeabfluss aus der Prozesszone in die Spannvorrichtung beim FSW von Rohren gegenüber ebenen Blechen führen kann. Der Kern heizt sich auf und damit sinkt die Temperaturdifferenz zwischen Kern und Werkstück, womit sich wiederum der Wärmestrom vom Werkstück in den Kern verringert.

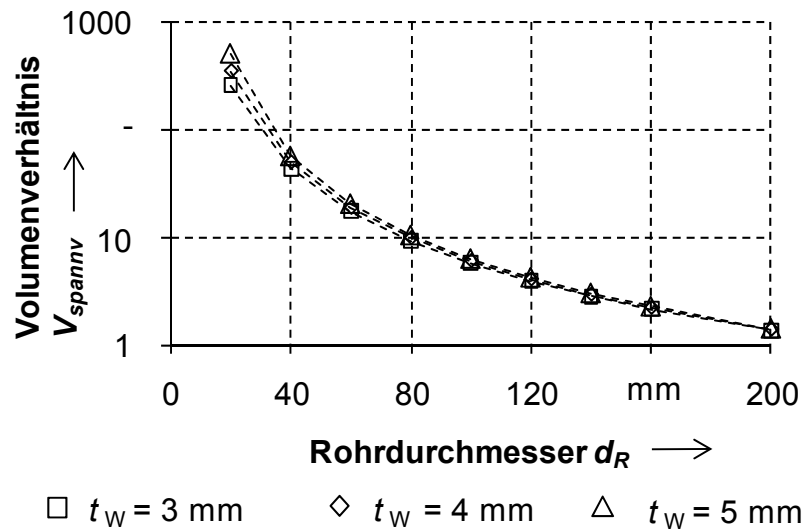


Abbildung 3-5: Volumenverhältnis der Spannvorrichtungen zwischen einer Rohr- und einer Blechanordnung

Neben den Auswirkungen auf das Temperaturfeld unterscheidet sich auch die Konstruktion der Spannvorrichtung deutlich. Jeder Kern und alle Spannelemente müssen in Abhängigkeit der Krümmung der Rohroberfläche gefertigt werden, damit die Abstützung der Rührzone und die Anpressfläche der Spannelemente die Bauteile vollständig kontaktieren. Die Abstützung formt die Schweißnahtunterseite aus und muss deswegen die Form der Rohrinneisseite bestmöglich abbilden können. Die Spannelemente sorgen für die Fixierung der Fügepartner zueinander.

Ein weiteres Problem des Spannsystems bei Rohren entsteht bei der Demontage. Wie bereits erläutert, soll der Kern möglichst der Form der Rohrinneisseite entsprechen. Dies hat zur Folge, dass der Spalt zwischen Kern und Werkstück klein bzw. nicht vorhanden sein sollte. Beim FSW-Prozess wirken hohe Temperaturen und Anpresskräfte in der Prozesszone. Der Werkstoff in dieser Zone wird plastifiziert, verrührt und schließlich auf den Kern aufgedrückt. Dadurch entsteht ein Pressverband zwischen dem Aluminiumrohr und dem Stahlkern im Inneren. Der Pressverband wird zusätzlich noch durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Aluminium und Stahl verstärkt. Der Wärmeausdehnungskoeffizient von Aluminium (EN AW-6060) ist mit einem Wert von $23,4 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ fast doppelt so hoch wie der von Stahl (S235, $12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$). Das Aluminiumrohr wird erwärmt und durch den FSW-Prozess geformt. Anschließend schrumpft das Aluminiumrohr aufgrund des Ausdehnungskoeffizienten auf den Stahlkern.

Die Aspekte zur Konstruktion der Spannvorrichtung und zur Demontage der Werkstücke nach dem Schweißvorgang sind sehr stark abhängig von der jeweiligen Schweißaufgabe und müssen speziell für diese betrachtet werden. Eine allgemein gültige Lösung ist sehr umfangreich und nicht Gegenstand dieser Arbeit. Die Effekte der Masseverhältnisse jedoch haben Auswirkungen auf die Temperaturfelder im Werkstück und sind somit ein Grund für die Betrachtung des Wärmehaushaltes in Kapitel 7.

3.4 Endkrater

Bei Orbitalnähten an Rohren kann der Endkrater nicht in einen Bereich verlagert werden, der geringer belastet ist. Wird eine reine Zugbeanspruchung betrachtet, so herrscht in der kompletten Orbitalnaht die gleiche Spannung quer zur Schweißnaht vor. Um den Einfluss des Endkraters prinzipiell darzustellen, genügt ein Blick auf die entstehende Querschnittsfläche der Orbitalnaht (Abbildung 3-6). Diese Fläche setzt sich aus der Fläche der Schweißnaht $A_{Q,Naht}$ und der Fläche des Endkraters $A_{Q,Endkrater}$ zusammen. Letztere kann keine Kräfte übertragen und sie ist somit ein Maß für die Schwächung aufgrund des Endkraters.

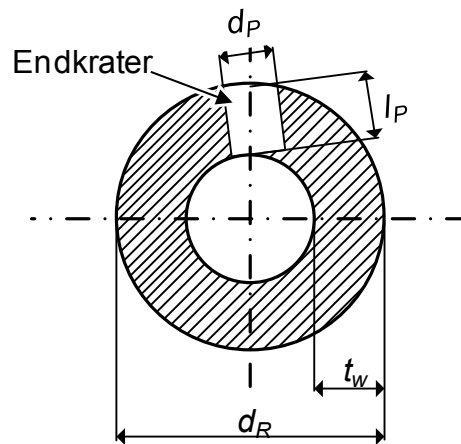


Abbildung 3-6: Längsschnitt durch eine Orbitalnaht mit Endkrater (nicht maßstäblich)

Die Anteile der zwei Flächen lassen sich einfach über deren Flächeninhalte berechnen. Diese sind abhängig vom FSW-Werkzeug (l_P, d_P) und der Geometrie des Rohres (d_R, t_W). Zur Vereinfachung werden die Fläche des Endkraters als Rechteck angenommen und die Pinlänge l_P gleich der Wandstärke des Rohrs t_W gesetzt, da in der Regel die Pinlänge bis auf wenige Zehntel Millimeter der Wandstärke entspricht. Es gilt:

$$A_{Q,Naht} = \frac{\pi}{4}d_R^2 - \frac{\pi}{4}(d_R - t)^2 = \frac{\pi}{4}t_W(2d_R - t_W) \quad \text{Formel 3-5}$$

$$A_{Q,Endkrater} \approx l_P d_P \approx t_W d_P \quad \text{Formel 3-6}$$

Der Anteil des Endkraters an der Nahtquerschnittsfläche $A_{Q,Endkrater\%}$ ergibt sich damit zu:

$$A_{Q,Endkrater\%} = \frac{A_{Q,Endkrater}}{A_{Q,Naht}} = \frac{4d_P}{\pi(2d_R - t_W)} \quad \text{Formel 3-7}$$

Abbildung 3-7 zeigt dazu den Anteil des Endkraters $A_{Q,Endkrater\%}$ in Abhängigkeit eines Werkzeuges ($d_P = 4 \text{ mm}$) und des Werkstückes (d_R, t_W). Dabei ist ersichtlich, dass gerade bei kleinen Rohrdurchmessern d_R der Anteil $A_{Q,Endkrater\%}$ erheblich zunimmt. Die Wandstärke t_W hat nur einen geringen Einfluss. Die Bedeutung des Endkraters steigt somit mit sinkendem Rohrdurchmesser d_R bei gleicher Wandstärke enorm an.

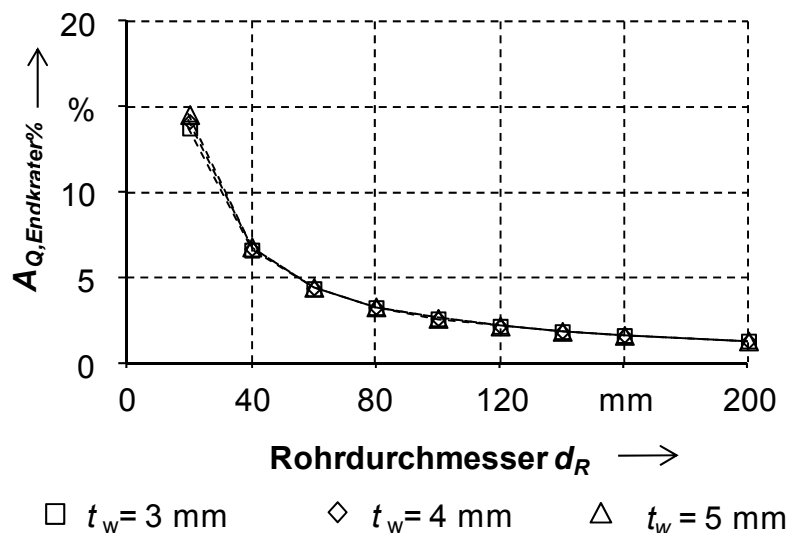


Abbildung 3-7: Anteil des Endkraters in Abhängigkeit der Wandstärke t_W und des Rohrdurchmessers d_R am Schweißnahtquerschnitt ($d_P = 4 \text{ mm}$)

Folglich sind Kompensationsstrategien bei Rohren mit kleinem Durchmesser von höherer Bedeutung für die Bauteilfestigkeit als bei Rohren mit großem Durchmesser oder gar ebenen Blechen. Außerdem müssen die Strategien auch an gekrümmten Oberflächen eingesetzt werden können.

3.5 Lösungsbausteine

Die Abschnitte 3.11 bis 3.4 beschreiben die unterschiedlichen Problemstellungen, die beim FSW von Rohren mit kleinen Durchmessern auftreten. Abbildung 3-8 unterteilt dazu die Aufgabenstellung „Rührreibschweißen von Rohren“ in die drei vorher angesprochenen Teilbereiche auf. Ziel ist es, aufbauend auf dem spezifischen Stand der Erkenntnisse bezüglich

- den Untersuchungen an gekrümmten Werkstücken (Abschnitt 4.2),
- der Simulation des Temperaturfeldes während Schweißprozessen (Abschnitt 4.3) und
- der Endkraterproblematik (Abschnitt 4.4)

das FSW von kleinen, gekrümmten Werkstücken, wie beispielsweise Rohre, wissenschaftlich zu durchdringen. Mit Hilfe von Vorarbeiten bei einzelnen Schweißstudien wird eine geeignete Positionierung des Werkzeuges relativ zu den Werkstücken durch eine Definition von Randbedingungen und durch ein darauf aufbauendes Gleichungssystem berechnet (Kapitel 6). Der zweite Lösungsbaustein beschäftigt sich mit dem Wärmehaushalt in der Prozesszone (Kapitel 7). Er ist mitentscheidend für die Qualität der Schweißnaht. Vorhandene Simulationsmethoden werden dazu weiterentwickelt, um die Prozessparameter während des Schweißprozesses anpassen und damit auch den Wärmehaushalt beeinflussen zu können. Dieser Lösungsbaustein beinhaltet sowohl den Werkzeug-Werkstück-Kontakt, der Einfluss auf den Wärmeeintrag hat, als auch die Spannvorrichtung, da diese maßgeblich den Wärmeabfluss bestimmt. Um das FSW bei Orbitalnähten an Rohren einsetzen zu können, sind des Weiteren Strategien zur Endkraterproblematik zwingend notwendig (Kapitel 8). Dazu werden neue Ansätze untersucht und eine Methodik zur Auswahl einer geeigneten Strategie erarbeitet.

Durch die vorliegende Dissertation soll nicht nur das FSW von Rohren, sondern auch das Verständnis für diesen Schweißprozess verbessert werden. Wie in Abschnitt 2.3 bereits aufgezeigt, ist das Anwendungsspektrum des FSW noch eingeschränkt. Dies ist sicherlich sowohl in der Neuheit des Verfahrens als auch in dem noch fehlenden Prozessverständnis bei komplexeren Bauteilen begründet. Die Ergebnisse dieser Arbeit sind deshalb nicht nur auf den hier beschriebenen Anwendungsfall von Rohren mit kleinen Durchmessern beschränkt, sondern sie können auf unterschiedliche Szenarien übertragen werden. So treten beispielsweise bei Gussbauteilen gekrümmte Oberflächen auf, die es zu verschweißen gilt. Bei Fügepartnern, die eine sehr unterschiedliche Bauteilgeometrie und auch -masse besitzen, ist gegebenenfalls wie bei Rohren eine Anpassung des Wärmehaushaltes,

folglich der Prozessparameter, mitentscheidend für die Nahtqualität. Die Strategien zur Endkraterproblematik können prinzipiell auf alle Bauteile übertragen werden. Zunächst ist jedoch im folgenden Kapitel 4 der Stand von Wissenschaft und Technik zu erörtern.

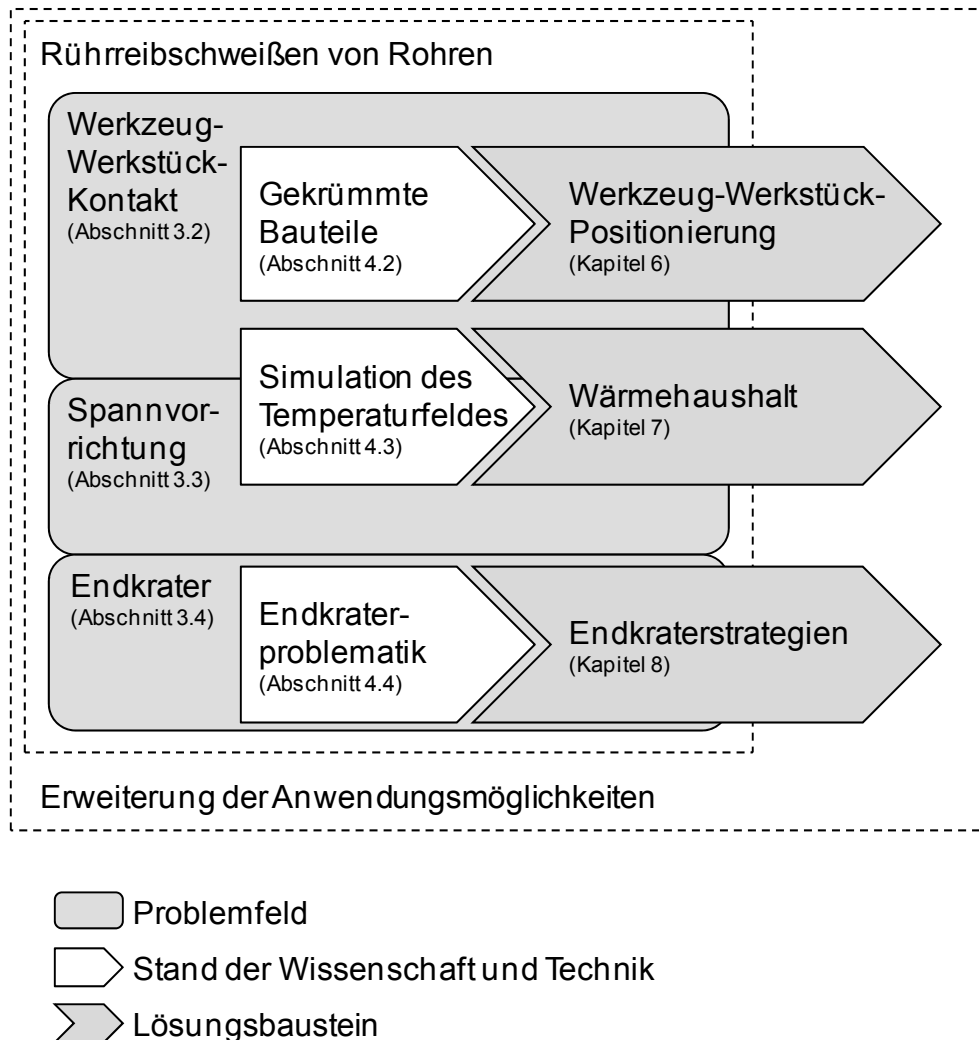


Abbildung 3-8: Problemfelder und Lösungsbausteine der vorliegenden Arbeit

4 Stand der Wissenschaft und Technik

4.1 Allgemeines

Die Vorarbeiten für das Rührreißschweißen von Rohren lassen sich, wie in Abbildung 3-8 dargestellt ist, in drei Bereiche aufteilen:

- In einzelnen Studien wurden bereits Experimente an Werkstücken mit gekrümmten Oberflächen durchgeführt. Dabei wurden als Versuchsträger unter Anderem auch Rohre einbezogen.
- Die Simulation von Schweißprozessen hat eine lange Tradition. Aufbauend auf der Simulation konventioneller Schweißverfahren wurden auch bereits Arbeiten hierzu am FSW-Prozess unternommen.
- Für den prozessbedingten Endkrater existieren bereits einzelne Ansätze, welche ebenfalls erörtert werden.

4.2 Untersuchungen an gekrümmten Werkstücken

In Abschnitt 2.3 wurden bereits diverse Anwendungsfälle des FSW im industriellen Umfeld beleuchtet. Die Beispiele beschränken sich aber vornehmlich auf ebene, gerade Werkstücke. Der FSW-Prozess an gekrümmten Werkstücken wurde bisher nur in einzelnen Studien untersucht.

Erste FSW-Schweißungen auf gekrümmten Oberflächen wurden am TWI an einen zylindrischen Tank-Prototyp für kryogene Treibstoffe gefertigt. Dabei wurden Umfangsnähte bei einem Rohrdurchmesser von 700 mm erzeugt. Für die Abstützung der auftretenden Prozesskräfte wurde eine patentierte Stützplatte verwendet (KALLEE & MISTRY 1999, BAMPTON 1996). Diese Stützplatte wird nach Ende des Schweißvorgangs nicht entnommen und verbleibt somit in der geschweißten Struktur. Eine ähnliche Fügeaufgabe beschreiben ENGELHARD ET AL. (2001). Für eine alternative Übertragung großer Mengen elektrischen Stroms über weite Entfernungen wird an gasisolierten Stromübertragungsrohren gearbeitet. Dazu werden zylindrische Aluminiumrohre mit einem Durchmesser von 600 mm mit Hilfe von Umfangsnähten aneinandergesetzt. Fokus dieser Studie war es, für diese spezielle Schweißaufgabe sowohl das Verfahren zu qualifizieren als auch eine Maschine dafür zu entwickeln (ENGELHARD ET AL. 2001, ENGELHARD & PELLKOFER 1996). Die Vorteile des FSW liegen im Vergleich zum bisher verwendeten WIG-Orbitalschweißen in der geringeren Empfindlichkeit gegenüber Umwelteinflüssen

auf Baustellen und in einer Reduzierung der Bearbeitungszeit begründet. Diese Untersuchungen waren reine Machbarkeitsstudien und zeigten, dass FSW bei derartigen Rohren erfolgreich eingesetzt werden kann.

Neben diesen großen Rohren wurden auch bereits Rohre mit deutlich kleineren Durchmessern mittels FSW verarbeitet. FRATINI & PIACENTINI (2006) analysierten FSW an Rohren mit einem Außendurchmesser von 80 mm aus der Aluminiumlegierung EN AW-6016. Geschweißt wurde entlang der Mantelfläche, entweder geradlinig oder S-förmig. Umfangsnähte waren nicht Teil dieser Schweißstudie. Verwendet wurde dafür eine Vier-Achsen-NC-Maschine. Die Spanntechnik gestaltete sich schwierig und es konnten nur Nahtfestigkeiten von bis zu 35 % des Wertes des Grundwerkstoffes erreicht werden. Aus Sicht der Autoren ist es zwingend notwendig, die Eintauchtiefe bei gekrümmten Oberflächen stark zu erhöhen, damit eine ausreichende Schweißnahtqualität erzeugt werden kann. Diese Erhöhung führt aber zu einem erhöhten Schweißgrat und einer Querschnittsverjüngung, die eine starke Kerbwirkung hervorruft und so die Nahtfestigkeit erheblich reduziert.

Rohre waren auch bei GERCEKIOGLU ET AL. (2006) die Versuchsträger. Das Ziel waren FSW-Umfangsnähte an Rohren mit einem Durchmesser von 110 mm aus der Legierung EN AW-6063. Die Experimente wurden auf einer Fräsmaschine mit separater Drehvorrichtung und einem vergleichsweise großen Werkzeug ($d_s = 20$ mm, $d_p = 5$ mm) vollzogen. Die beiden Rohre wurden über zwei Druckscheiben während des Schweißvorgangs aufeinander gepresst. Die Ergebnisse belegen, dass eine direkte Schweißunterlage zwingend erforderlich ist. Als Folge der verringerten Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück wird eine Erhöhung der Anpresskraft empfohlen. Des Weiteren lässt sich auf den Querschliffen eine Schweißnahtüberhöhung erkennen, welche aber nicht näher beschrieben wird.

DUBOURG ET AL. (2008) erforschten den FSW-Prozess an Rohren mit einem Durchmesser von 88,9 mm aus dem Werkstoff EN AW-2024. Als FSW-Anlage wurde eine positionsregelte Sondermaschine der Firma MTS mit einer Drehvorrichtung verwendet. Die besten Schweißnähte konnten mit einer Schweißgeschwindigkeit von 240 mm/min und einer Drehzahl von 600 1/min erzielt werden. Jedoch fand sich im Querschliff eine Reduzierung der Wandstärke von bis zu 0,3 mm an der Advancing Side. Dieser Effekt trat bei allen untersuchten Prozessparametern auf. Als Ursache wird der veränderte Werkzeug-Werkstück-Kontakt beim FSW von Rohren angegeben, der Zusammenhang wird aber nicht weiter erläutert.

Weitere Beispiele für derartige Machbarkeitsstudien sind in China zu finden. LUAN (2008) berichtet von Umfangsnähten an Rohren ($d_R = 90 \text{ mm}$) und das China FSW Center veröffentlichte Bilder von ähnlichen Versuchsbauteilen (CHINA FSW CENTER 2011).

VÖLLNER (2010) behandelte das FSW mit Schwerlast-Industrierobotern. Er untersuchte das Verhalten des Roboters beim Schweißen an engen Radien am Beispiel einer abgewinkelten Kontur aus EN AW-5083 und EN AW-6082 mit unterschiedlichen Werkstückkrümmungen von 104,5 mm bis 14,5 mm, was bei Rohren Durchmessern von 209 mm bis 29 mm entsprechen würde. Das FSW-Werkzeug zeichnete sich durch eine konkave Werkzeugschulter aus. Ein von ihm entwickeltes CAD-Modell beschreibt die Kontaktfläche des Werkzeuges mit der Werkstückoberfläche. Das Modell stellt den Werkzeugabdruck auf der Oberfläche bereit, jedoch nicht die notwendigen Parameter zur Werkzeugführung. Als weitere wichtige Information liefert das Modell die theoretische Ausbildung des Schweißnahtquerschnittes. VÖLLNER (2010) traf die Annahme, dass die nachlaufende Werkzeugschulterkante im Kontakt mit der Werkstückoberfläche stehen muss. Abbildung 4-1 skizziert die entsprechende Werkzeuganstellung.

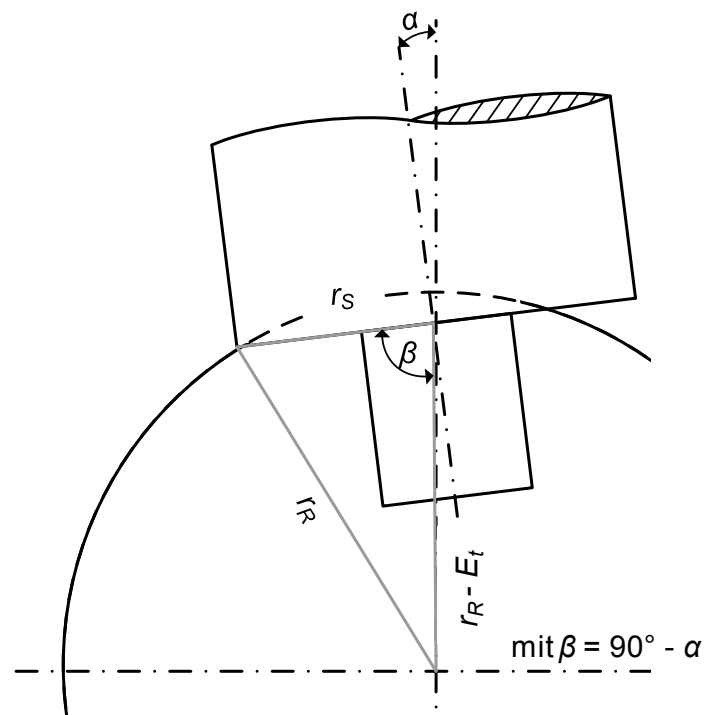


Abbildung 4-1: Anstellung des FSW-Werkzeuges bei gekrümmten Werkstückoberflächen (nach VÖLLNER 2010)

Der Anstellwinkel α muss beim Übergang vom ebenen in den gekrümmten Abschnitt erhöht werden. Über die Beschreibung des Dreiecks $(r_R, r_S, r_R - E_t)$ mit Hilfe des Kosinussatzes lässt sich der notwendige Anstellwinkel α berechnen:

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{r_S^2 + E_t^2 - 2r_R E_t}{2(r_R - E_t)r_S}\right) \quad \text{Formel 4-1}$$

Die Eintauchtiefe E_t kann aber für die Führung des Werkzeuges nicht verwendet werden, da der Industrieroboter aufgrund seiner geringen Anlagensteifigkeit auf eine Kraftregelung angewiesen ist. Ziel dieser Arbeit war es, die Roboterbewegung und den Einfluss der geringeren Anlagensteifigkeit des Roboters im Vergleich zu Sonder- oder Werkzeugmaschinen auf das Schweißen von engen Radien zu untersuchen. Eine tiefgehende Analyse des Werkzeug-Werkstück-Kontaktes kann nur bei Verwendung einer Positionsregelung durchgeführt werden, um die Bewegung des Werkzeuges hochgenau beschreiben bzw. festlegen zu können.

4.3 Simulation des Temperaturfeldes

Wie bereits in der allgemeinen Definition auf Seite 12 ausgeführt ist, werden beim Schweißen zwei Fügepartner durch die Einwirkung von Wärme und/oder Druck über einen Stoffschluss verbunden. Dabei laufen eine Vielzahl von physikalischen Effekten, wie Diffusion und Mehrphasenströme (Kombination aus Gasen, Flüssigkeiten und Feststoffen), ab, die sich gegenseitig beeinflussen (AKHLAGHI & GOLDAK 2005). Um die damit einhergehende Komplexität zu strukturieren, teilte RADAJ (1999) die Schweißsimulation in drei Bereiche ein: Prozess-, Konstruktions- und Werkstoffsimulation. Sie interagieren über Ziel- und Koppelgrößen miteinander (Abbildung 4-2).

Für eine hochwertige Nahtqualität beim FSW-Prozess ist insbesondere die Temperatur in der Prozesszone entscheidend (Lohwasser 2001, S. 246). Deswegen ist die Betrachtung des Wärmehaushaltes bzw. der Temperaturfelder in und um die Prozesszone beim FSW von besonderer Bedeutung. Im zu untersuchenden Anwendungsfall einer Orbitalnaht am Rohr ist das Ziel, die Prozessparameter während der Schweißung anpassen zu können, um damit auch den Wärmehaushalt manipulieren zu können. Deswegen wird im Folgenden nur auf Simulationen der Temperaturfelder eingegangen. Konstruktions- und Werkstoffsimulationen werden nicht betrachtet.

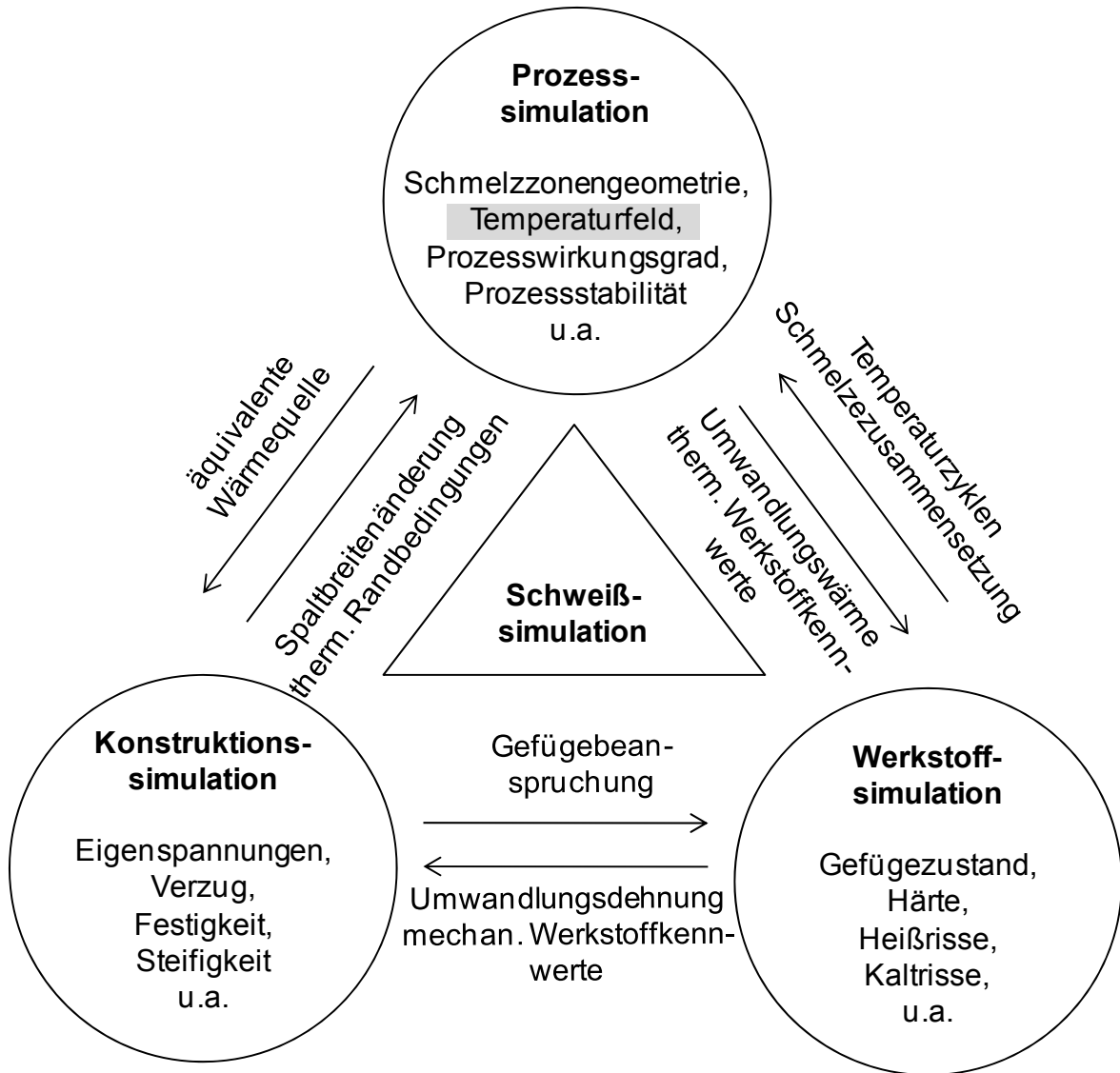


Abbildung 4-2: Teilbereiche der Schweißsimulation (nach RADAJ 1999, S. 3)

Eine Grundlage zur Simulation von Temperaturfeldern bei Schweißprozessen ist die Beschreibung des Wärmeeintrages. Moderne Software mit auf der FEM beruhenden Rechenmethoden stellen dazu oft standardisierte Wärmequellenmodelle zur Verfügung. Diese Modelle besitzen oft keine analytische Beschreibung des jeweiligen Schweißprozesses, sondern sie werden durch Messung entsprechender Temperaturen während einer Schweißung oder durch Analyse der Schweißnahtquerschnitte kalibriert (ROEREN 2007, S. 60-61). Hierbei werden in der Regel Flächen- oder Volumenwärmequellen eingesetzt. Flächenwärmequellen werden beispielsweise zur Simulation von Lichtbogen-, Gasflamm- oder auch Laserstrahl-Schweißprozessen (im Wärmeleitungsmodus) verwendet. Diese Wärmequellenmodelle bilden eine Prozesswärme ab, die lediglich an der Oberfläche wirkt. Die Wärme breitet sich demnach rein durch die Wärmeleitung im Werkstück aus. Bei Schweiß-

verfahren mit einer sehr hohen Leistungsdichte, wie beispielsweise beim Tief-schweißen mit dem Laserstrahl, ist die Wärmeeinbringung jedoch nicht nur auf die Oberfläche begrenzt. Durch die Ausbildung einer Dampfkapillare (DILTHEY 2005, S. 179) wird die Prozesswärme auch direkt in tieferen Regionen eingebracht. Dieser Effekt kann durch den Einsatz von Volumenwärmequellen modelliert werden. Neben einer solchen Dampfkapillare kann auch durch Konvektion im Schmelzbad die Wärme tiefer in das Werkstück einwirken als nur an der Oberfläche. Beispielsweise bei der Simulation von Schweißverfahren mit eintauchendem Lichtbogen (Unterpulver-Schweißen) werden sehr komplexe Volumenwärmequellen verwendet. Abbildung 4-3 zeigt zur Verdeutlichung hierfür ein Beispiel. Es ist eine sehr komplexe Wärmequelle mit dem Verlauf der Wärmestromdichte \dot{q} dargestellt, die über unterschiedliche Parameter spezifisch angepasst werden kann.

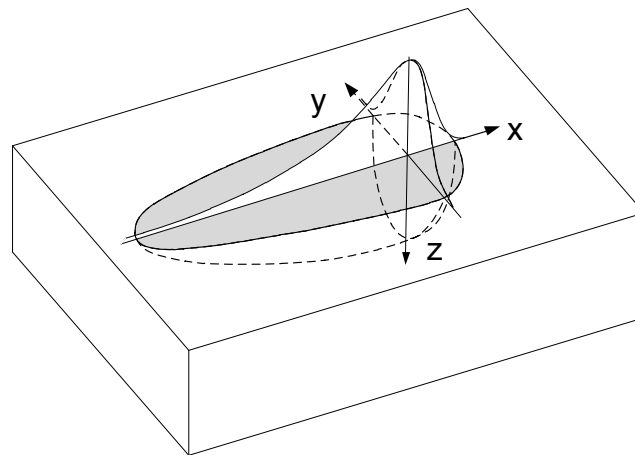


Abbildung 4-3: Beispiel für Volumen-Wärmequellenmodelle: Normalverteilte, unsymmetrisch-ellipsoide Volumenwärmequelle (RADAJ 1999, S. 49)

Diese Wärmequellen stellen den Zusammenhang zwischen der physikalischen Simulation und dem realen Prozess her. Dabei ist es notwendig, die Wärmequelle des betrachteten Schweißverfahrens im Hinblick auf die eingebrachte Leistung und vor allem auch deren Leistungsverteilung zu analysieren. RADAJ (1999, S. 10) teilt die Schweißverfahren in fünf prinzipielle Arten ein:

- Lichtbogenverfahren
- Laser- und Elektronenstrahlschweißen
- Schweißen mit Gasflamme
- Widerstandserwärmung
- Reiberwärmung

Die jeweiligen Arten weisen deutliche Unterschiede in der Form der Leistungsverteilung auf, wie ein direkter Vergleich zwischen Schweißen mit einem Lichtbogen und einer Gasflamme zeigt (Abbildung 4-4). Obwohl bei beiden Verfahren die gleiche Wärmeleistung \dot{Q} eingebracht wird, ergeben sich in der Verteilung der Wärmestromdichte \dot{q} deutliche Unterschiede, die zu stark unterschiedlichen Temperaturfeldern während des Schweißprozesses führen.

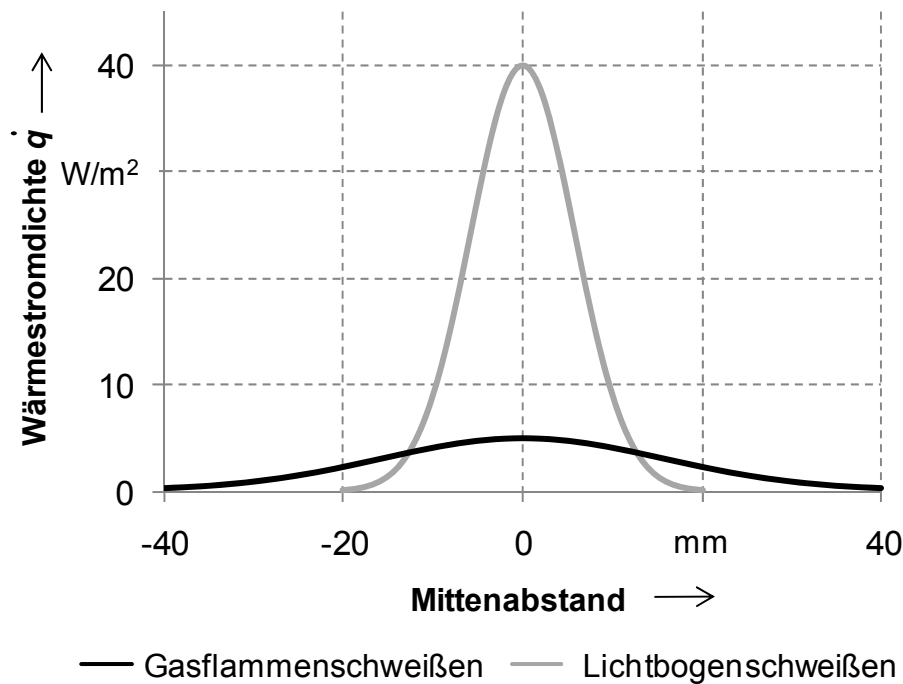


Abbildung 4-4: Verlauf der Wärmestromdichten des Schweißens mit Lichtbogen und mit Gasflamme bei gleichem Wärmestrom von 9,7 kJ/s (nach RADAJ 1999, S. 11)

Diese standardisierten Wärmequellen wurden bisweilen auch für die FSW-Simulation eingesetzt (ZÄH & SCHÖBER 2011). Zwar können damit die Temperaturfelder in und um die Schweißnaht auf Basis von Messergebnissen reproduziert werden und diese Daten anschließend für eine Struktursimulation zur Berechnung des Verzuges oder der Eigenspannungen genutzt werden. Allerdings werden bei der Simulation mit Standard-Wärmequellen die Modelle unabhängig von den Prozessparametern beschrieben. Das bedeutet, dass in die mathematische Beschreibung der Wärmequelle keine Parameter, wie zum Beispiel die Drehzahl n oder der Schulterdurchmesser d_s , integriert sind. Um den Wärmehaushalt möglichst realistisch in der Simulation berechnen zu können und damit über eine Anpassung der Prozessparameter den Wärmehaushalt gezielt manipulieren zu können, ist eine Kopplung der mathematischen Beschreibung des Wärmeeintrages mit den Prozess- und Werkzeugparametern unabdingbar.

CHAO (1999) gibt eine erste analytische Abschätzung des Wärmeeintrages beim FSW-Prozess an. Er reduzierte in der Modellbildung die Wärmeenerzeugung auf die reine Schulterfläche. Dies hatte zur Folge, dass der Werkzeugpin vernachlässigt wird. Für die Schulterfläche nahm er die folgende Wärmestromdichte \dot{q} in Abhängigkeit des Abstandes r vom Werkzeugmittelpunkt (TCP) an:

$$\dot{q}(r) = \frac{3 Q}{2\pi(r_S^3 - r_P^3)} r \quad \text{Formel 4-2}$$

Diese Formel gilt für r im Bereich ab dem Pinradius r_P bis zum Schulterradius r_S . Sie führt zu einem linearen Verlauf der Wärmestromdichte vom Werkzeugpin bis zur Kante der Werkzeugschulter. Die Wärme Q wird über die Coulomb'sche Reibung erzeugt. Die herrschende Prozesskraft F_z bewirkt dabei eine Flächenpressung zwischen Werkzeugschulter und Werkstückoberfläche, als deren Folge Reibwärme entsteht. Formel 4-3 gibt den Zusammenhang nach CHAO (1999) für die Wärmestromdichte an:

$$\dot{q}(r) = \frac{F_z \mu}{\pi(r_P^2 - r_S^2)} \frac{2\pi n}{60} r \quad \text{Formel 4-3}$$

Durch eine Integration über die Schulterfläche A_S kann aufbauend auf dieser Formel der gesamte Wärmestrom \dot{Q} bestimmt werden:

$$\dot{Q} = \int_{r_P}^{r_S} \dot{q}(r) 2\pi r = \frac{\pi n \mu F_z (r_S^2 + r_S r_P + r_P^2)}{45(r_P + r_S)} \quad \text{Formel 4-4}$$

In CHAO (1999) wurde dieser Ansatz durch Temperaturmessungen an ebenen Blechen aus EN AW-6061 validiert. Die Temperatur wurde mit Thermoelementen, die in das Werkstück eingebracht waren, gemessen. Die so berechneten und experimentell ermittelten Temperaturfelder wurden anschließend in einer Struktursimulation verwendet, um die Eigenspannungen und den Bauteilverzug zu modellieren.

Einen sehr ausführlichen, analytischen Ansatz für die Modellierung des Wärmeeintrages beim FSW erarbeiteten SCHMIDT & HATTEL (2004). Auch sie bauten ihr Modell auf der Coulomb'schen Reibung des Werkzeuges mit dem Werkstück auf und beschrieben diese über die Scherspannung τ , die sich aus dem Reibkoeffizienten μ und der Flächenpressung p berechnen lässt:

$$\tau = \mu p \quad \text{Formel 4-5}$$

Bei der Reibung wird zwischen zwei Kontaktzuständen unterschieden. Einerseits gibt es die sogenannte *Sticking*-Bedingung, d.h. der plastifizierte Werkstoff bindet sich an das sich drehende Werkzeug an und direkt am Übergang zwischen Werk-

zeug und Werkstück besitzen beide die gleiche Geschwindigkeit. Damit bewegen sich das Werkzeug und der direkt darunter befindliche, plastifizierte Werkstoff mit der Relativgeschwindigkeit null zueinander. Andererseits kennt man den *Sliding*-Zustand. In diesem Fall reibt das rotierende Werkzeug auf dem stillstehenden Werkstoff des Werkstückes. Um die beiden unterschiedlichen Zustände zu gewichten, wurde die Kennzahl $\delta_{Kontakt}$ gebildet:

$$\delta_{Kontakt} = \frac{v_{Werkstück}}{v_{Werkzeug}} \quad \text{Formel 4-6}$$

Beträgt $\delta_{Kontakt}$ null, so liegt nur der Zustand *Sliding*, also eine reine Reibung vor; ist $\delta_{Kontakt}$ gleich eins, so herrscht ausschließlich *Sticking*.

SCHMIDT & HATTEL (2004) betrachten im Vergleich zu CHAO (1999) nicht nur die Werkzeugschulter, sondern ebenso auch die Wärmeerzeugung durch den Werkzeugpin. Der gesamte Wärmestrom \dot{Q} wird hier in drei Teile aufgeteilt:

- \dot{Q}_S : Dies ist der Wärmestrom, der über die Schulterfläche erzeugt wird. Er ist gleichzusetzen mit der Menge, die bei CHAO (1999) als gesamte Wärmemenge betrachtet wird. Die Schulterfläche entspricht einem Kreising.
- $\dot{Q}_{P,Mantel}$: Ein Teil des zylindrischen Werkzeugpins ist die Mantelfläche des Pins. Sie entspricht einem Rechteck mit den Längen l_P und πd_P .
- $\dot{Q}_{P,Stirn}$: Neben der Mantelfläche trägt auch die Stirnfläche des Werkzeugpins zur Wärmegenerierung bei. Die Fläche wird durch einen Kreis mit Durchmesser d_P beschrieben.

Jeder dieser Anteile wird dabei ausgehend von der auftretenden Scherspannung τ über die entsprechende Fläche durch Integration berechnet. Formel 4-7 bis 4-10 zeigen die Integrale der einzelnen Komponenten und den resultierenden Gesamt-wärmestrom:

$$\begin{aligned} \dot{Q}_S &= \int_{r_P}^{r_S} \int_0^{2\pi} \tau \omega r r d\theta dr = \int_{r_P}^{r_S} 2\pi \tau \omega r^2 dr \\ &= \frac{2}{3} \pi \omega \tau (r_S^3 - r_P^3) \end{aligned} \quad \text{Formel 4-7}$$

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{P,Mantel} &= \int_0^{l_P} \int_0^{2\pi} \tau \omega r r d\theta dz = \int_0^{l_P} 2\pi \tau \omega r^2 dz \\ &= 2\pi \omega \tau r_P^2 l_P \end{aligned} \quad \text{Formel 4-8}$$

$$\begin{aligned}\dot{Q}_{P,Stirn} &= \int_0^{r_P} \int_0^{2\pi} \tau \omega r r d\theta dr = \int_0^{r_P} 2\pi \tau \omega r^2 dr \\ &= \frac{2}{3} \pi \omega \tau r_P^3\end{aligned}\quad \text{Formel 4-9}$$

$$\dot{Q} = \dot{Q}_S + \dot{Q}_{P,Mantel} + \dot{Q}_{P,Stirn} = \frac{2}{3} \pi \omega \tau (r_S^3 + 3r_P^2 l_P) \quad \text{Formel 4-10}$$

Für die Berechnung des Wärmeeintrages ist die Bestimmung der Scherspannung notwendig. Hier kommt die Unterscheidung zwischen *Sticking* und *Sliding* wieder zur Anwendung. Bei einem reinen *Sticking*-Zustand ($\delta_{Kontakt} = 1$) wird als Spannung τ die werkstoffspezifische Scherspannung τ_{Scher} des Materials verwendet, die zur Fließgrenze Δ_z proportional ist:

$$\tau = \tau_{Scher} = \frac{R_e}{\sqrt{3}} \quad \text{Formel 4-11}$$

Im Fall des reinen *Slidings* ($\delta_{Kontakt} = 0$) wird die Coulomb'sche Beziehung herangezogen (Formel 4-5). Daraus ergibt sich folgende Formel für den gesamten Wärmestrom \dot{Q} :

$$\dot{Q} = \frac{2}{3} n \mu F_Z \left(r_S + 3 \frac{r_P^2 l_P}{r_S^2} \right) \quad \text{Formel 4-12}$$

Durch dieses Vorgehen können SCHMIDT & HATTEL (2004) an einem Beispiel abschätzen, dass 86 % der Wärme über die Schulterfläche erzeugt werden. Der Werkzeugpin generiert somit lediglich 14 % (11 % $\dot{Q}_{P,Seite}$ und 3 % \dot{Q}_{Stirn}). Damit lässt sich die Näherung von CHAO (1998), der den Werkzeugpin komplett vernachlässigte, in etwa bestätigen.

Ein weiterer Ansatz besteht im sogenannten thermo-pseudo-mechanischen Modell nach SCHMIDT & HATTEL (2008). Darin wird der Wärmeeintrag nicht über die Kontaktbedingungen modelliert, sondern basierend auf der notwendigen Verformungsarbeit. Sie ist von dem zu schweißenden Werkstoff abhängig und muss zur Erzeugung einer FSW-Naht geleistet werden. Dieser Ansatz ist relativ jung und wurde in dieser Arbeit nicht weiter verwendet, da relativ wenig Erfahrung dazu in der Wissenschaft vorhanden ist.

Meist bilden die berechneten Temperaturfelder die Basis für anschließende Struktursimulationen. Gerade in der Schweißtechnik wird die Simulation von Temperaturfeldern meist mit dem Ziel durchgeführt, wichtige Aspekte für die industrielle Fertigung wie Bauteilverzüge oder Eigenspannungen berechnen zu können. Beispiele hierfür finden sich in GOULD & FENG (1998), ST. GEORGES ET AL. (2006)

oder FRIGAARD ET AL. (1999). Weitere Simulationsarbeiten zum FSW beschäftigten sich mit dem Werkstofffluss während des Prozesses (COLEGROVE 2000, KUMAR ET AL. 2008), der entstehenden Mikrostruktur und den auftretenden Prozesskräften (BENDZSAK ET AL. 2000, DING 2000, HIRANO ET AL. 2001, EIREINER 2006, ASSIDI ET AL. 2008, ZHAO ET AL. 2009, GEBHARD 2011).

4.4 Endkraterproblematik

Der prozessbedingte Endkrater stellt bei jeder FSW-Naht eine Schwachstelle dar, die die Eigenschaften der Verbindung negativ beeinflussen kann. Die einfachste und am weitesten verbreitete Art, die Auswirkungen des Endkraters zu vermeiden, besteht darin, ihn entweder abzutrennen oder ihn in einen Bereich geringerer Beanspruchung zu verlagern. Das Abtrennen findet beispielsweise bei der Herstellung von großen Blechbauteilen, wie Tailored Blanks statt, bei denen der Bereich um den Endkrater vom Bauteil in einem nachgelagerten Prozess entfernt wird. Das Bauteil ist anschließend frei von einem Endkrater. Von einer Verlagerung des Endkraters in einen geringer belasteten Bauteilabschnitt berichten HÜTTER ET AL. (2011). Sie beschreiben die Anwendung des Rührreißschweißens bei großen Orbitalnähten. Dabei werden zylindrische Aluminium-Druckbehälter mit einem Durchmesser von 230 mm verschweißt. Der Endkrater wird an einer Stelle platziert, die sich außerhalb des Druckbereichs sowie des Fügestoßes befindet und deswegen keinerlei Beanspruchung erfährt. Somit reduziert der Endkrater nicht die mechanische Festigkeit der Orbitalnaht. Eine vergleichbare Anwendung beschreiben auch CEDERQVIST & ANDREWS (2003).

Als Alternative zu einem gering belasteten Bereich können auch zusätzliche, kleine Bauteile verwendet werden, die einer Rampe ähnlich sind. In der Anlage von ENGELHARD ET AL. (2001) war eine Rampe integriert, um den Endkrater dort nach der Orbitalnaht vorzusehen. Diese Lösung war aber aufgrund der Krümmung der Bauteiloberfläche nur eingeschränkt nutzbar. Ein weiterer Nachteil bestand in der zusätzlichen Oxidschicht zwischen dem Bauteil und der Rampe, die bei der Durchfahrt des Werkzeuges zusätzliche Oxidbänder in die Schweißnaht transportiert und diese damit schädigen kann (ähnlich wie Oxidbänder in Abbildung 2-10). Die Rampe kann nach dem Schweißen entweder abgetrennt oder am Bauteil belassen werden.

Ein Endkrater kann nach dem FSW-Prozess auch durch konventionelle Schmelzschweißverfahren wieder gefüllt werden. Ein vor allem für Aluminiumwerkstoffe

häufig hierfür benutztes Schweißverfahren ist das Wolfram-Inertgas-Schweißen (MESTEK 2011). Nachteil dieser Variante ist, dass bei Werkstoffen, die als nicht schmelzschweißgeeignet gelten, es auch nicht eingesetzt werden kann. Des Weiteren empfiehlt es sich, den Endkrater vor dem Füllvorgang mechanisch zu bearbeiten, damit der Grund des Endkraters durch den Lichtbogen auch aufgeschmolzen wird.

Ein grundsätzlich anderer Ansatz steht hinter dem Retractable Pin Tool (RPT). Beim RPT handelt es sich um ein spezielles Werkzeug, dessen Pin während des Schweißvorganges in seiner Länge verändert werden kann (MARIE & ALLEHAUX 2006). Dabei sind zwei Prozessvarianten zu unterscheiden. Abbildung 4-5 zeigt die erste Variante: zum Ende der Schweißnaht hin wird die Pinlänge sukzessive verkürzt. Am Ende der Naht ist der Pin komplett in das Werkzeug zurückgezogen und es bildet sich kein Endkrater aus. Mit einsetzender Reduzierung der Pinlänge verringert sich folglich die Einschweißtiefe. Angewendet auf Orbitalnähte bedeutet dies, dass der Werkzeugpin erst nach der 360°-Schweißung verkürzt werden darf. Andernfalls wäre die Orbitalnaht nicht mit der gewünschten Einschweißtiefe gefertigt. Da dem FSW-Prozess kein Zusatzwerkstoff beigemischt wird, gilt hier stets die Volumenkonstanz. Folglich muss das Volumen, das der Werkzeugpin während des Schweißprozesses einnimmt, entweder über Werkstoffreserven aus dem Prozess oder durch eine Erhöhung der Eintauchtiefe des Werkzeuges ausgeglichen werden. Deshalb muss mit der Reduzierung der Pinlänge die Eintauchtiefe des Werkzeuges erhöht werden, um das Volumen des zurückgezogenen Werkzeugpins aufzufüllen.

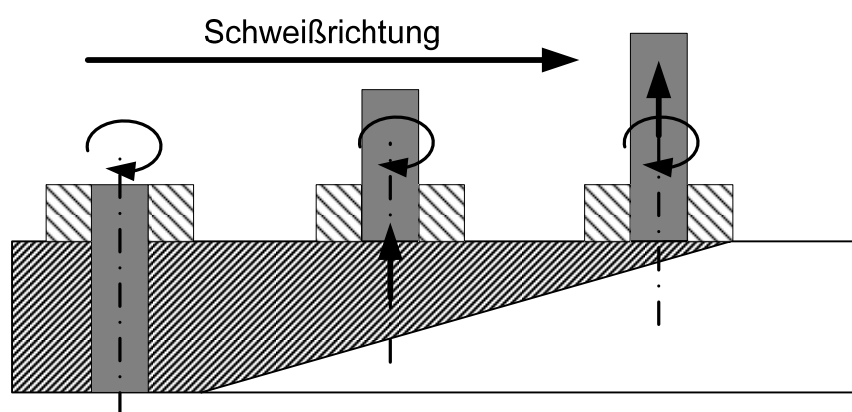


Abbildung 4-5: Retractable Pin Tool (Werkzeug bewegt sich in Vorschubrichtung)

Bei der zweiten Variante wird auf eine lineare Bewegung des Werkzeuges während der Pinverkürzung in Schweißrichtung verzichtet. An Stelle dessen verweilt das Werkzeug am Nahtende und bewegt sich ausschließlich in Richtung seiner Achse

(Abbildung 4-6). Während der Werkzeugpin zurückgezogen wird, taucht die Werkzeugschulter tiefer in das Bauteil ein.

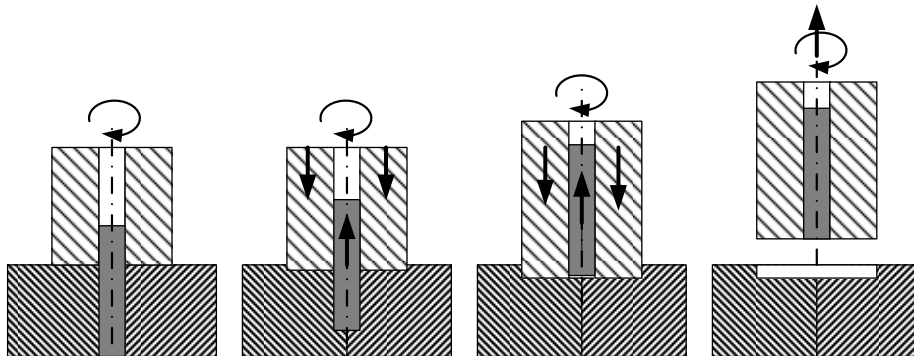


Abbildung 4-6: Retractable Pin Tool (Werkzeug bewegt sich nicht in Vorschubrichtung)

Das RPT ist in beiden Varianten eine vielversprechende Strategie zur Endkratervermeidung. Nachteilig bei diesem Werkzeugkonzept ist die Komplexitätssteigerung. Durch die Integration eines zusätzlichen, kinematischen Freiheitsgrades (Einstellung der Pinlänge) wird das ansonsten einfache FSW-Werkzeug komplexer. Wie bei der Vorstellung unterschiedlicher Werkzeugkonzepte (Abbildung 2-7) besteht die Herausforderung darin, die Dichtigkeit zwischen den beweglichen Bauteilen, Schulter und Pin, zu realisieren. Ein weiterer Nachteil besteht im derzeitigen Patentschutz (WARE 2009).

Das Verfahren Friction Plug Welding (FPW) wurde auf Basis des FSW entwickelt und ist ebenso patentrechtlich geschützt (TAKESHITA & HIBBARD 2001). Dabei wird nach Vollendung des FSW-Prozesses ein verschleißendes Werkzeug, das aus dem gleichen Werkstoff wie die Fügebauteile besteht, unter Rotation in ein konisches Loch gedrückt oder gezogen (MASNY 2010). Es handelt sich, wie beim FSW, um einen Fügeprozess im plastifizierten, nicht schmelzflüssigen Werkstoffzustand. Dadurch können ähnlich gute Eigenschaften wie beim FSW erreicht werden. Zu diesem Verfahren sind Untersuchungen für Blechdicken von 0,5 mm bis 38 mm bekannt (BEAMISH 2003). Um jedoch das fehlerfreie Verschließen des Endkraters zu gewährleisten, muss dieser vorab mechanisch bearbeitet werden, um eine definierte Wärme- und Druckentwicklung zwischen Werkstück und Werkzeug sicherzustellen. Im Querschliff durch einen FPW-Punkt (Abbildung 4-7) ist gut zu erkennen, dass eine spanende Nachbearbeitung an der Ober- und Unterseite des Werkstückes notwendig ist, um den prozessbedingt zusätzlich vorhandenen Werkstoff wieder zu entfernen.

Abschließend kann für die Endkraterproblematik zusammengefasst werden, dass einzelne Ansätze existieren, die teilweise bereits erprobt und angewandt werden. Prinzipiell fehlt es aber an einem Katalog über die einzelnen Strategien und eine Vorgehensweise zur Auswahl einer geeigneten Strategie. Allerdings stellt sich derzeit bei der Mehrheit der industriellen Anwendungen das Problem noch nicht, da aktuell vor allem große, ebene Bauteile verarbeitet werden, bei denen der Endkrater nach dem Schweißprozess in der Regel einfach abgetrennt wird

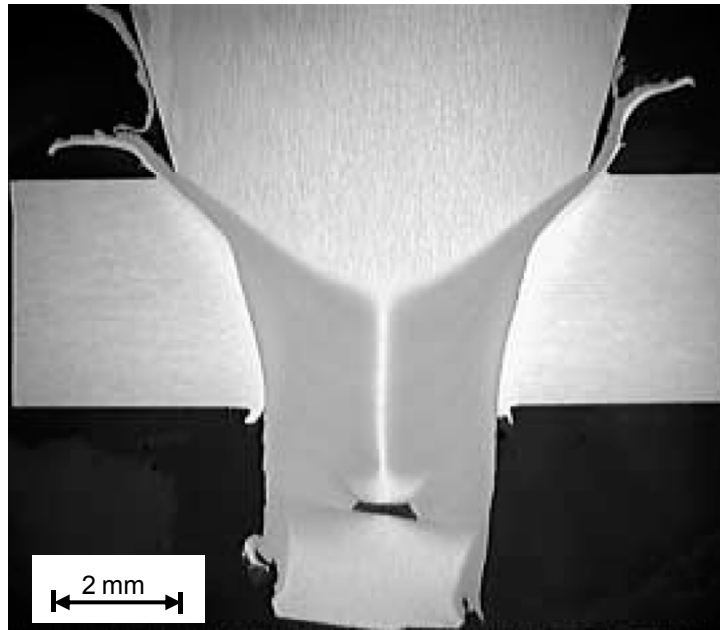


Abbildung 4-7: Querschliff durch eine FPW-Naht (Quelle: TWI)

4.5 Zusammenfassung und Handlungsbedarf

Abschließend kann festgestellt werden, dass bereits in einzelnen Studien das FSW an gekrümmten Oberflächen getestet wurde. Dabei wurden die Kontaktbedingungen des Werkzeuges mit dem Bauteil nicht detailliert untersucht und es gibt keine Vorgaben (Ausnahme Anstellwinkel α von VÖLLNER 2010), wie die Prozessführung gestaltet werden muss. Für die Analyse des Wärmehaushaltes beim FSW wurden bereits Simulationen zur Berechnung der auftretenden Temperaturfelder erarbeitet. Dabei wurden jedoch stets einfache, ebene Bauteile betrachtet. Strategien für die Behandlung des prozessbedingten Endkraters sind vereinzelt vorhanden, müssen aber für einen industriellen Einsatz noch verbessert und ergänzt werden.

5 Versuchsaufbau

5.1 Übersicht

Um die Aspekte zum beschriebenen Handlungsbedarf in Abschnitt 4.5 auch experimentell untersuchen zu können, wird in diesem Kapitel der Versuchsaufbau beschrieben. Die Grundlage der Versuche stellen die verwendeten Rohre dar (Abschnitt 5.2). Diese sind charakterisiert durch ihre Abmessungen und ihre Legierung. Für die Versuchsdurchführung wurde eine entsprechende Anlage benötigt. Hierzu wurde eine Werkzeugmaschine eingesetzt, in der eine speziell angepasste Spannvorrichtung für die Werkstücke montiert wurde (Abschnitt 5.3). Neben den Bauteilen, der Maschine und der Spannvorrichtung beinhaltet dieses Kapitel auch die Beschreibung der verwendeten Schweißwerkzeuge (Abschnitt 5.4).

5.2 Geometrie und Werkstoff der Werkstücke

Als Versuchsobjekte wurden Rohre verwendet, die am kompletten Umfang im Stumpfstoß miteinander verschweißt wurden. An dieser Fügeaufgabe konnten alle drei Problemfelder sehr gut untersucht werden:

- Werkzeug-Werkstück-Positionierung bei gekrümmter Oberfläche (Kapitel 6)
- Veränderter Wärmehaushalt aufgrund der Spannvorrichtung (Kapitel 7)
- Strategien zur Endkraterproblematik (Kapitel 8)

Für die experimentellen Untersuchungen wurden anstelle der Stumpfstoßverbindung einfache Blindschweißnähte erzeugt. Dies reduzierte den Versuchsaufwand und lieferte trotzdem die geforderten Ergebnisse. Ausnahmen davon sind Experimente, bei denen zur Auswertung zerstörend geprüft wurden. Bei diesen wurde der Querschnitt an einem I-Stoß komplett verschweißt. Das Spektrum der untersuchten Rohre reichte von Außendurchmessern d_R von 60 mm bis 160 mm bei Wandstärken t_W von 5 mm und 40 mm bei t_W von 2 mm. Die Auswirkungen beim Schweißen in diesem Durchmesserbereich wurden bereits in Kapitel 3 ausführlich erläutert.

Neben der Variation des Rohrdurchmessers wurden im Experiment zwei unterschiedliche Aluminiumlegierungen eingesetzt. Zum einen wurde die Legierung EN AW-6060-T6 betrachtet. Sie ist ein typischer Vertreter der aushärtbaren Aluminiumlegierungen, bei der mittels einer Ausscheidungshärtung die mechanische Festigkeit erheblich gesteigert werden kann (MATHERS 2005, S. 184). Dieser Werk-

stoff wird meist über Strangpressverfahren verarbeitet und anschließend gefügt. Gerade für Schmelzsweißverfahren bereitet diese Legierung jedoch ein großes Problem aufgrund der chemischen Zusammensetzung, insbesondere wegen der hohen Si- sowie Mg-Anteile (Tabelle 5-1), und der daraus resultierenden Heißrissanfälligkeit (MATHERS 2005, S. 24). Die gute Verarbeitbarkeit mittels Strangpressen und die nur bedingte Schweißbeignung ergeben einen Konflikt, der mit Hilfe des FSW sehr gut gelöst werden kann. Zum anderen wurde als zweiter Werkstoff die Legierung EN AW-5754-H112 für die Experimente eingesetzt. Im Vergleich zu EN AW-6060-T6 ist dieser Werkstoff nicht aushärtbar. Er ist eine naturharte Aluminiumlegierung, bei der durch eine Wärmebehandlung keine Steigerung der mechanischen Festigkeit erreicht werden kann. Besonders markant ist sein hoher Mg-Anteil (Tabelle 5-2). Ein großes Einsatzgebiet findet dieser Werkstoff beispielsweise in der Automobilproduktion.

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung der Legierung EN AW-6060 nach DIN EN 573-3

Si	Fe	Cu	Mn	Mg
0,3 – 0,6 %	0,1 – 0,3 %	0,1 %	0,1 %	0,35 – 0,6 %
Cr	Zn	Ti	Sonstige	Al
0,05 %	0,15 %	0,1 %	0,15 %	Rest

Tabelle 5-2: Chemische Zusammensetzung der Legierung EN AW-5754 nach DIN EN 573-3

Si	Fe	Cu	Mn	Mg
0,4 %	0,4 %	0,1 %	0,5 %	2,6 – 3,6 %
Cr	Zn	Ti	Sonstige	Al
0,03 %	0,2%	0,15 %	0,15 %	Rest

Tabelle 5-3 zeigt die Mindestwerte nach Norm für die mechanische Festigkeit der beiden Aluminiumwerkstoffe. Der FSW-Prozess verursacht eine zusätzliche, lokale Wärmeeinbringung, die das Ergebnis einer vorangegangene Wärmebehandlung beeinflusst. Bei der Legierung EN AW-6060-T6 führt dies zu einer Überalterung. Die Zugfestigkeit R_m reduziert sich deshalb vom Zustand T6 in etwa auf das Niveau des kaltausgelagerten Wärmebehandlungszustands T4 (Tabelle 5-3). Ein weiterer Effekt einer Wärmebehandlung ist die Reduzierung der Bruchdehnung: während durch eine Ausscheidungshärtung die Festigkeit gesteigert wird, verringert sich jedoch die Bruchdehnung.

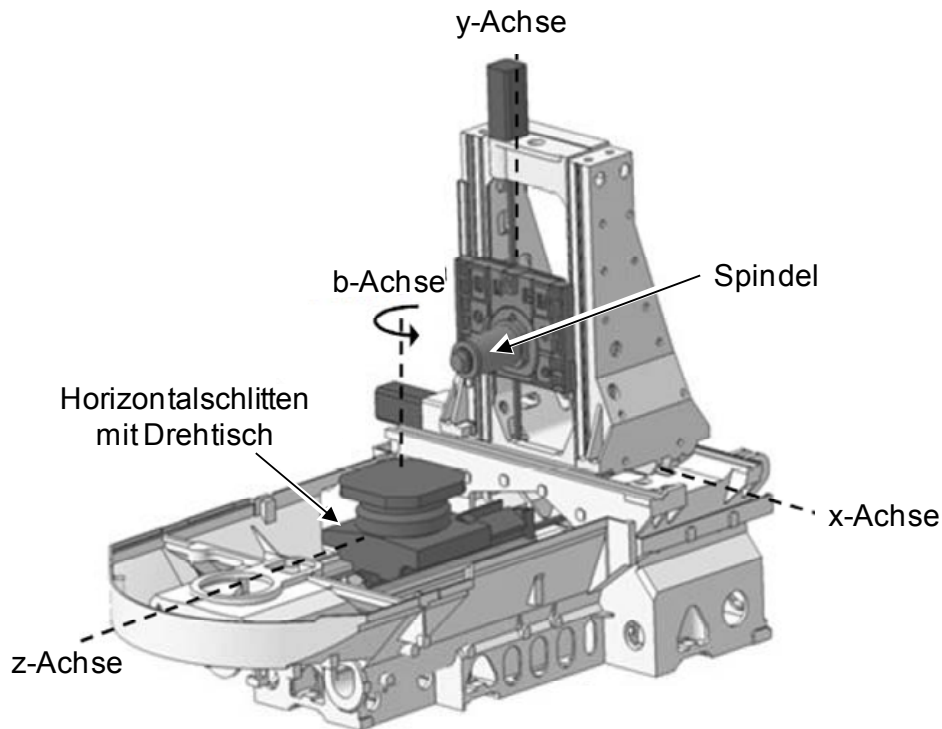
Tabelle 5-3: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Legierungen nach DIN EN 755-2

Legierung	R_m in MPa	$R_{p0,2}$ in MPa	A_{Bruch} in %
ENAW-5754-H112	180	80	17
ENAW-6060-T4	120	60	16
ENAW-6060-T6	190	150	8

5.3 Versuchsanlage und Spannvorrichtung

Wie bereits in Abschnitt 2.1.5 beschrieben, sind unterschiedliche Maschinenarten dazu geeignet, den FSW-Prozess auszuführen. Für alle Experimente in dieser Arbeit wurde ein Fräsbearbeitungs-Zentrum der Firma *Gebrüder Heller Maschinenfabrik GmbH* verwendet, und zwar das Vier-Achsen-Bearbeitungszentrum MCH250 mit einer Siemens-840D-Steuerung. Die Maschine besitzt drei translatorische und eine rotatorische Achse(n) (Abbildung 5-1). Die x- und die y-Achse positionieren die Spindel, die z-Achse bewegt den Horizontalschlitten relativ zu dieser. Über die b-Achse kann ein Drehtisch auf dem Horizontalschlitten um 360° komplett rotiert werden. Insgesamt können mit der Maschine Vorschubkräfte in x- und y-Richtung von bis zu 15 kN aufgebracht werden. Durch eine Reduzierung der Steigung des Kugelgewindetriebs der z-Achse von 25 mm auf 15 mm können in diese Richtung sogar Prozesskräfte von bis zu 30 kN erzeugt werden. Die Spindel besitzt eine Maximaldrehzahl von 6000 1/min und ein maximales Drehmoment von 1340 Nm. Das FSW-Werkzeug wird über eine SK50-Werkzeugaufnahme in die Spindel eingesetzt. Über ein angeschlossenes Werkzeugmagazin mit Werkzeugwechsler, welches 50 Plätze bietet, können die Werkzeuge automatisch gewechselt werden.

Mit der integrierten Werkzeugüberwachung (Integrated Process Monitoring, IPM) der Maschine ist es möglich, unterschiedliche Messdaten während des Schweißprozesses aufzuzeichnen. So können ohne weitere Messtechnik die herrschenden Prozesskräfte aus den Motorströmen berechnet werden. Ebenso lässt sich unter anderem auch die Position des Werkzeuges dokumentieren. Die Führung des Werkzeuges kann sowohl positions- als auch kraftgeregelt erfolgen. Die Positionsregelung ist die Standardmethode bei Fräsbearbeitungszentren. GEBHARD (2011) erweiterte für die Kraftregelung den kaskadierten Lageregelkreis um einen weiteren Regelkreis (GEBHARD 2011, S. 147), der die Anpresskraft über die Motorströme regelt.



*Abbildung 5-1: Kinematik der Werkzeugmaschine Heller MCH250
(nach GEBHARD 2011)*

Für die Orbitalnähte wurde eine Spannvorrichtung verwendet, die die Rohre im Inneren mit einem Dorn aus Stahl komplett ausfüllte (Abbildung 5-2). Die axiale Fixierung der Rohre gegen ein Verrutschen wurde mit Hilfe von gezielt eingebrachten Absätzen auf dem Dorn erreicht. Das Verdrehen während des Schweißens verhinderten die Spannbacken, die auf die Rohroberfläche geschraubt wurden und durch eine entsprechend gekrümmte Form eine konstante Flächenpressung aufbringen konnten. Die Demontage war prozessbedingt erschwert: Durch die Anpresskräfte des Werkzeuges auf die plastifizierte Fügezone und die Schrumpfung bei der Abkühlung entstand ein Pressverband aus den Werkstücken und dem Spanndorn. Um die Demontage zu erleichtern, befand sich zwischen den Rohren und dem Dorn eine Hülse aus Stahl mit einer Wandstärke von 0,5 mm. Diese konnte gemeinsam mit den Rohren entnommen werden, da der Pressverband nun aus den Rohren und der Hülse bestand. Das Abziehen von der Hülse und den Rohren vom Dorn wurde durch Demontagenuten zusätzlich erleichtert. Anschließend konnte die Hülse mit einer manuellen Spindelpresse von den verschweißten Rohren getrennt werden.

Um auftretende Rundlaufabweichungen, die aufgrund der Spanntechnik oder auch den Fertigungsabweichungen beim Strangpressen entstanden sind, zu vermeiden, wurden die Rohre im Bereich der Schweißnaht auf der Spannvorrichtung direkt vor

dem Schweißvorgang im Bearbeitungszentrum im Radius um 0,3 mm abgefräst (Stirnfräsen). Somit war ein nahezu idealer Rundlauf für die Untersuchungen sichergestellt und der Werkzeug-Werkstück-Kontakt konnte im positionsgeregelten Betrieb sehr detailliert untersucht werden. Dies bedeutet: Bei allen Experimenten reduzierte sich der Außendurchmesser der Rohre um 0,6 mm.

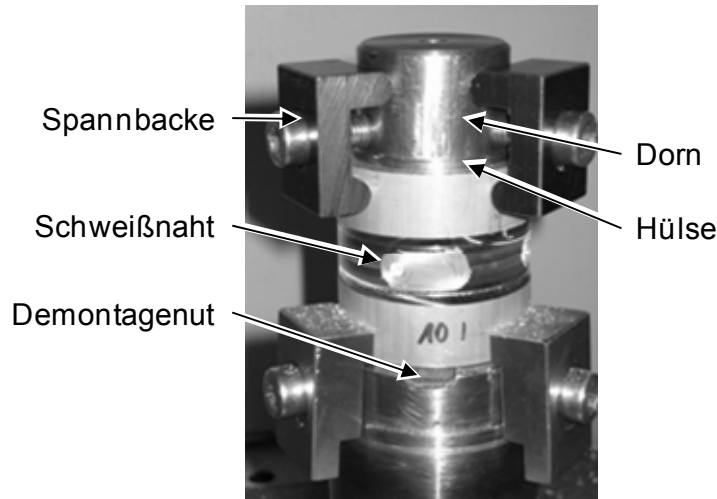


Abbildung 5-2: Verwendete Spannvorrichtung für die FSW-Versuche an Rohren

Durch die vier beweglichen Achsen war eine Anstellung des FSW-Werkzeuges auf eine Raumrichtung begrenzt. Bei ebenen Werkstücken kann eine stechende Anstellung über den Drehtisch der b-Achse realisiert werden. Ein stechender Anstellwinkel des FSW-Werkzeuges bei Rohren war über die Rotation des Drehtisches nicht möglich. Durch einen seitlichen Versatz L_V des Werkzeuges kann trotzdem ein stechender Anstellwinkel auch mit lediglich vier Achsen realisiert werden. Durch die Eintauchtiefe E_t und den seitlichen Versatz L_V stellt sich in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers r_R ein Anstellwinkel α ein. Dieser kann mit Formel 5-1 aus den angesprochenen Größen berechnet werden. Es gilt:

$$\tan\alpha = \frac{L_V}{r_R - E_t} \quad \text{Formel 5-1}$$

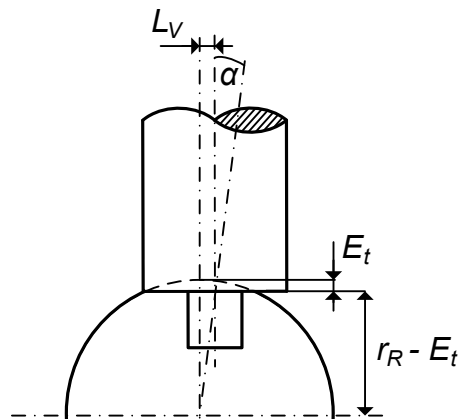


Abbildung 5-3: Erreichen eines Anstellwinkels über einen seitlichen Versatz L_V des Werkzeuges

5.4 Verwendete Werkzeuge

Für die Untersuchungen zum FSW an Rohren wurden konventionelle Werkzeugkonzepte in Anlehnung an EIREINER (2006) eingesetzt (Abbildung 2-7). Diese sind in der Herstellung kostengünstig sowie durch den einfachen Aufbau sehr robust. Die Werkzeuge waren modular aufgebaut, damit die Pinlänge flexibel eingestellt werden konnte (Abbildung 5-4). Der Grundkörper und der Pin waren aus dem Warmarbeitsstahl 1.2344 gefertigt und der Pin wurde anschließend gehärtet. Weder der Pin noch die Schulterfläche wurden zusätzlich beschichtet. Diese war gekennzeichnet von konzentrischen Rillen, die den Verbleib des plastifizierten Werkstoffes in der Fügezone gewährleisteten, und sie war nicht gekrümmt. In vielen Anwendungen sind leicht konkave Werkzeugschultern von Vorteil, da sie ein Werkstoffreservoir ausbilden. Bei gekrümmten Werkstückoberflächen wirken sich diese aber aufgrund der Verschneidung des Werkzeuges mit dem Werkstück nachteilig aus. Deswegen wurden hier ausschließlich ebene Werkzeugschultern verwendet. Der Werkzeugpin befand sich am Ende eines Drehteils. Er war dabei mit einem Gewinde konturiert und mit drei Flanken versehen. Damit wurde der Werkstofffluss um den Pin verstärkt. Durch eine abgefräste Seite des Pinstifts wurde mit Hilfe von zwei Madenschrauben eine Verdrehsicherung des Pins gegenüber dem Grundkörper realisiert. Für die Sicherstellung der Pinlänge l_P befand sich am zweiten Ende des Pinstifts eine Mutter, die der Längensicherung diente.

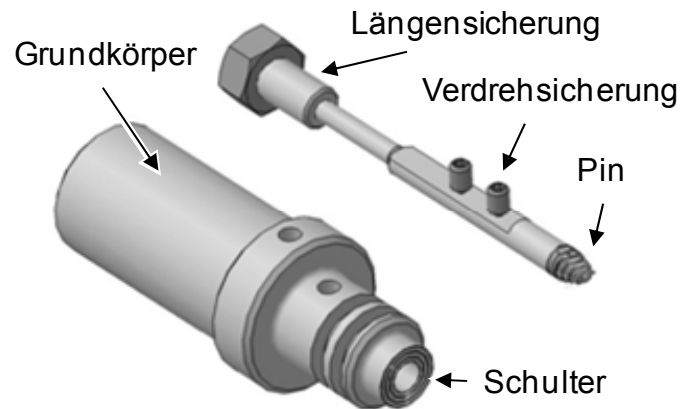


Abbildung 5-4: Modular aufgebautes Schweißwerkzeug

Der hier beschriebene Versuchsbau ist die Grundlage aller experimentellen Untersuchungen. Die Werkzeugmaschine und die Spannvorrichtungen für unterschiedliche Rohrdurchmesser ermöglichten sowohl die Analyse des Werkzeug-Werkstück-Kontaktes (Kapitel 6) sowie der auftretenden Temperaturfelder während des Schweißprozesses (Kapitel 7) als auch die Entwicklung von Endkraterstrategien (Kapitel 8).

6 Werkzeug-Werkstück-Positionierung

6.1 Kontaktbedingungen des Werkzeuges

Wie im vorangegangenen Kapitel beschrieben, wird der Anstellwinkel des Werkzeuges Δz beim Schweißen von Rohren mit Hilfe eines seitlichen Versatzes L_V (Abbildung 5-3) realisiert. Darauf aufbauend stellt sich die Frage, wie sich solche Änderungen des seitlichen Versatzes L_V auf den Prozess und die Schweißnaht auswirken. Dazu wurden Versuche bei einem Rohr mit Außendurchmesser d_R von 60 mm durchgeführt. Mit einem FSW-Werkzeug ($d_S = 12$ mm, $d_P = 3,2$ mm, $l_P = 2,8$ mm) wurden bei konstanten Prozessparametern ($n = 1500$ 1/min, $v_S = 300$ mm/min, $E_{tM} = 0,15$ mm) mit unterschiedlichen Versatzwerten L_V Schweißnähte erzeugt. Zuerst wurde rein die Nahtoberfläche, dann auch die Querschliffe verglichen. Abbildung 6-1 zeigt im linken Bild die Schweißnahtoberfläche, wenn kein Versatz des Werkzeuges zur Rohrmittelnachse vorhanden ist. Im Gegensatz dazu ist im rechten Bild die Schweißnahtoberfläche bei einem Versatz L_V von 3 mm zu sehen. Die für FSW charakteristische Rillenbildung an der Oberfläche ist unabhängig vom Versatz und liefert identische Ergebnisse wie bei ebenen Schweißungen. Die Nahtoberfläche bei einer Null-Versatz-Schweißung besitzt aber zwei Merkmale, die auf Qualitätsmängel hinweisen:

- Am rechten Rand der Abbildung a befindet sich die Stelle, an der das Werkzeug in das Werkstück eintauchte. Der Abdruck des Werkzeuges ist hier nicht vollständig; ein vollständiger Abdruck würde bis zur gestrichelten Linie reichen. Dies ist die Folge eines unvollständigen Werkstückkontaktes der Werkzeugschulter beim Eintauchvorgang. Auch eine zu geringe Einschweißtiefe kann diesen Effekt auslösen.
- An einem weiteren Bereich der Schweißnahtoberfläche ergibt sich eine Materialablösung. Hier ist die Oberfläche der Naht etwas zurückgesetzt, und dies ist ein Anzeichen dafür, dass unter der Werkzeugschulter nicht ausreichend plastifizierter Werkstoff vorhanden war. Wie in Abbildung 2-5 skizziert, befördert der Werkstofffluss den Werkstoff vor dem Werkzeug entlang der Retreating Side an die Hinterseite. Nach dieser Theorie des Werkstoffflusses tritt die Materialablösung an der Advancing Side auf, wie es auch in Abbildung 6-1 (a) am unteren Bildrand der Fall ist.

Im Vergleich dazu sind diese beiden Merkmale bei der Schweißnaht mit erhöhtem seitlichen Versatz L_V nicht zu erkennen (Abbildung 6-1 (b)).

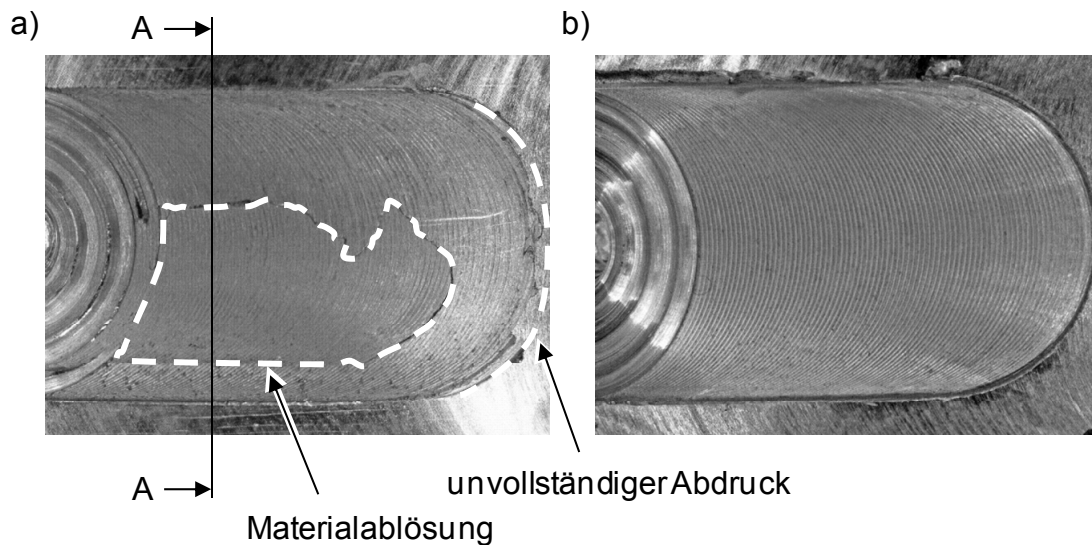


Abbildung 6-1: Nahtoberfläche bei Versatzvariation: a) $L_V = 0$ mm, b) $L_V = 3$ mm
 ($n = 1500$ 1/min, $v_S = 300$ mm/min, $E_{tM} = 0,15$ mm)

Neben der Nahtoberfläche ist vor allem der Nahtquerschnitt für eine hochwertige Schweißnaht von Interesse. Während bei einem Versatz L_V von 3 mm im Querschliff keine Schweißnahtfehler, wie Tunnel, auftreten, entstehen bei der Null-Versatz-Schweißung festigkeitsreduzierende Nahtdefekte (Abbildung 6-2). Der Bereich der Rührzone ist von einem feinkörnigen Gefüge charakterisiert und somit im Vergleich zum Grundwerkstoff klar zu erkennen. Im oberen Bereich des Querschliffes sind die im vorherigen Bild beschriebenen Materialablösungen ersichtliche. Durch den veränderten Kontakt der Werkzeugschulter ergibt sich in diesem Querschliff eine gemessene Nahtüberhöhung h_{real} von 0,47 mm.

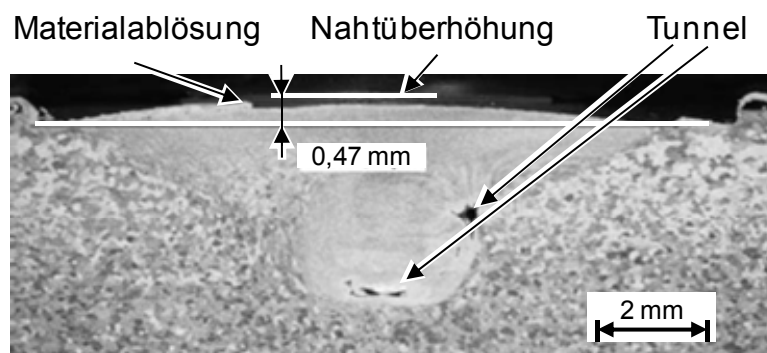


Abbildung 6-2: Querschliff bei einer Null-Versatz-Schweißung (Schnitt A – A aus Abbildung 6-1 (a))

Eine Nahtüberhöhung ist eine Ansammlung von plastifiziertem Werkstoff in der Schweißnahtmitte. Dadurch entsteht eine gekrümmte Nahtoberfläche mit Kerben am Rand der Schweißnaht. Diese Kerben reduzieren den Nahtquerschnitt und sind somit die mechanischen Schwachstellen der Schweißverbindung. Des Weiteren entstehen Tunneldefekte, die eine weitere, erhebliche Reduzierung der Nahtfestigkeit nach sich ziehen.

Die im Schliff erkennbare Nahtüberhöhung h_{real} von 0,47 mm entsteht durch die Verschneidung des Werkzeuges mit der Werkstückoberfläche. Die Skizzen in Abbildung 6-3 zeigen unterschiedliche Ansichten des Werkzeugkontakts. Der seitliche Versatz L_V ist hier so gewählt, dass die nachlaufende Werkzeugschulterkante ein Element der Rohroberfläche ist (Punkt K). Die Nahtüberhöhung h ergibt sich durch drei charakteristische Punkte. Die Mitte der Schweißnaht im Schnitt A-A wird durch die nachlaufende Kante des Werkzeuges ausgebildet (K). Die seitlichen Bereiche der Nahtoberfläche hingegen entstehen an den Eingriffspunkten E1 sowie E2 und formen sich durch den Werkzeugkontakt auf Höhe der Werkzeugmitte aus. Die sich einstellende Nahtüberhöhung h resultiert somit aus dem Abstand des Punktes K zur Gerade E1-E2.

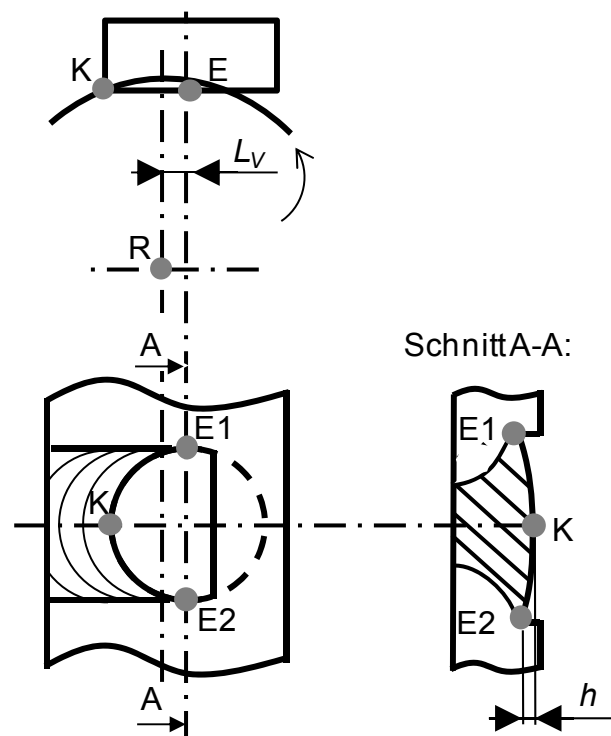


Abbildung 6-3: Entstehung der Nahtüberhöhung h beim FSW von Rohren (R Rohrmittelpunkt; K Werkzeugschulterkante; E1 bzw. E2 Eingriffspunkte)

In den Skizzen ist der Sonderfall dargestellt, dass die nachlaufende Werkzeugschulterkante im Eingriff mit der Werkstückoberfläche steht. Bereits VÖLLNER (2010) postuliert, dass diese Randbedingung bei gekrümmten Werkstückoberflächen einzuhalten ist (Abschnitt 4.2). Damit lässt sich die Nahtüberhöhung h auch bei Rohren minimieren. Ihr Wert entspricht der Eintauchtiefe E_t und kann nicht weiter reduziert werden. Diese Grenze beruht auf der Tatsache, dass die Nahtoberfläche an unterschiedlichen Punkten ausgebildet wird und diese Punkte sich beim Abstand vom Rohrmittelpunkt um den Wert der Eintauchtiefe E_t unterscheiden.

Um den Einfluss des seitlichen Versatzes L_V auf die Ausbildung der Nahtüberhöhung detaillierter zu betrachten, zeigt Abbildung 6-4 zwei Skizzen mit zwei unterschiedlichen Einstellungen für L_V : Bei der Skizze (a) handelt es sich um einen Null-Versatz, d.h. die Werkzeugachse befindet sich auf der Höhe des Rohrmittelpunktes R. Die Skizze (b) greift den Sonderfall aus der vorherigen Abbildung auf. Durch geometrische Betrachtungen lässt sich die theoretische Nahtüberhöhung h_{theo} berechnen. Sie ergibt sich durch den radialen Abstand der nachlaufenden Werkzeugschulterkante zum tiefsten Eingriffspunkt des Werkzeuges in das Werkstück. Der Eingriffspunkt E entspricht der Werkstückoberfläche (Rohrradius r_R) abzüglich der gewählten Eintauchtiefe E_t . Die Vorschubbewegung des Werkzeuges und die Flächenpressung durch die Anpresskraft sorgen dafür, dass dieser Freiraum gefüllt wird und sich somit die Nahtüberhöhung im Querschliff der Schweißnaht ausbildet. Mit Hilfe des Satzes von Pythagoras lässt sich das eingezeichnete, rechtwinklige Dreieck (Rohrmittelpunkt R – Eingriffspunkt E - nachlaufende Werkzeugschulterkante K) mit Formel 6-1 eindeutig bestimmen. Aus dieser Formel kann dann die theoretische Nahtüberhöhung berechnet werden (Formel 6-2):

$$(h_{theo} + (r_R - E_t))^2 = (r_R - E_t)^2 + (r_S - L_V)^2 \quad \text{Formel 6-1}$$

$$h_{theo} = \sqrt{(r_R - E_t)^2 + (r_S - L_V)^2} - (r_R - E_t) \quad \text{Formel 6-2}$$

Wird diese Formel auf die Schweißbedingungen des vorangegangenen Querschliffs angewendet, so ergibt sich eine theoretische Nahtüberhöhung h_{theo} von 0,60 mm. Die Abweichung um etwa 20 % zum gemessenen Wert im Querschliff (Abbildung 6-2) lässt sich durch die extreme Situation des Null-Versatzes begründen, d.h. das Volumen unter der nachlaufenden Werkzeugschulterkante war bei dieser Konstellation so groß, dass das plastifizierte Material des Werkstoffflusses nicht ausreichte, es aufzufüllen. Ein Indiz hierfür sind die Materialablösungen an der Schweißnahtoberfläche.

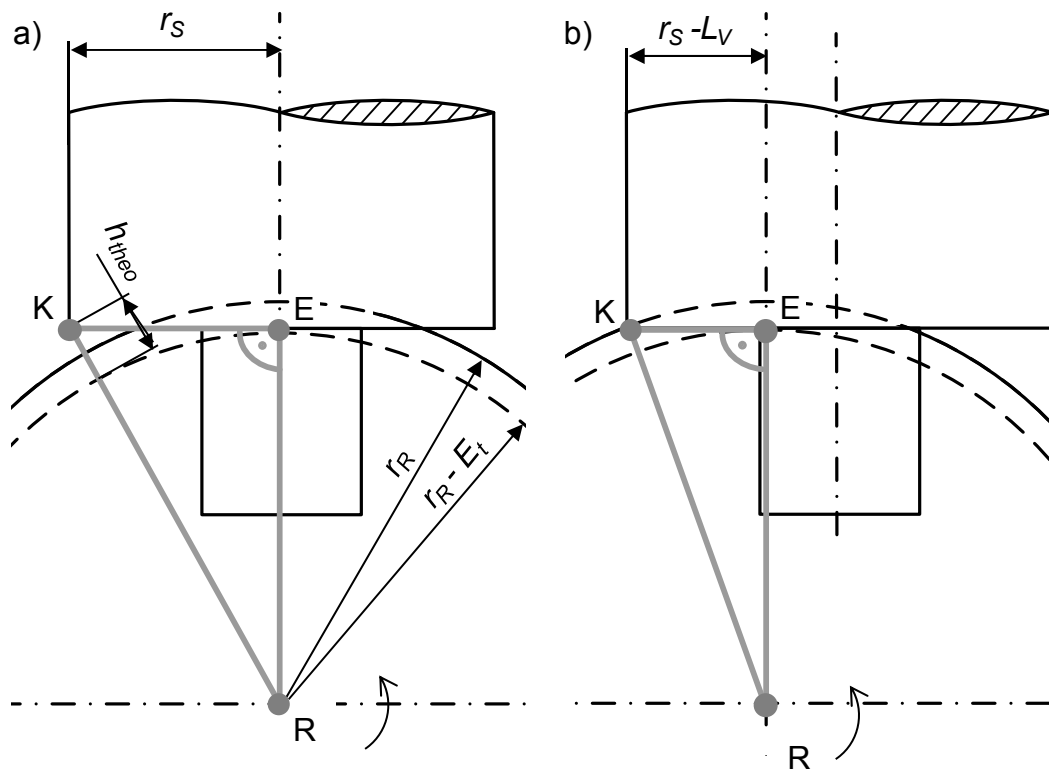


Abbildung 6-4: Berechnung der theoretischen Nahtüberhöhung h_{theo} (a) und des angepassten Versatzes L_V (b)

Wie bereits beschrieben, kann die Nahtüberhöhung h auf den Wert der Eintauchtiefe E_t minimiert werden, wenn sich die nachlaufende Werkzeugschulterkante im Eingriff mit der Werkstückoberfläche befindet. Dazu lässt sich mit Hilfe der Skizze in Abbildung 6-4 (b) ein Zusammenhang für die Positionsparameter Eintauchtiefe E_t und seitlicher Versatz L_V in Abhängigkeit des Werkstückes (Rohrdurchmesser bzw. -radius r_R) und des Werkzeuges (Schulterradius r_s) herstellen:

$$r_R^2 = (r_s - L_V)^2 + (r_R - E_t)^2 \quad \text{Formel 6-3}$$

$$L_V = r_s - \sqrt{r_R^2 - (r_R - E_t)^2} \quad \text{Formel 6-4}$$

Diese Formel ist für die Werkzeug-Werkstück-Positionierung hilfreich, jedoch ist sie so noch nicht eindeutig lösbar, da ausgehend von einer zu schweißenden Verbindung beide Positionsparameter (L_V und E_t) noch unbekannt sind. Deswegen ist eine weitere Gleichung notwendig, um diese Parameter eindeutig festzulegen. Dazu wird im Folgenden eine Volumenbilanzierung durchgeführt.

6.2 Geometrisches Modell zur Bestimmung der Positionsparameter

6.2.1 Grundlagen des geometrischen Modells

Die Positionierung des Werkzeuges relativ zum Werkstück wird beim Schweißen von Rohren über die Parameter seitlicher Versatz L_V und Eintauchtiefe E_t beschrieben. Zur eindeutigen Bestimmung dieser Größen werden zwei Gleichungen benötigt. Hierzu kann die Bedingung aus Abschnitt 6.1 herangezogen werden: die nachlaufende Werkzeugschulterkante muss in direktem Eingriff mit der Werkstückoberfläche sein. Formel 6-4 beschreibt dies bereits in Abhängigkeit der beiden gesuchten Größen.

Neben dieser Kontaktbedingung kann auch eine Volumenbilanz aufgestellt werden. In der Eintauchphase des FSW-Prozesses wird Werkstoff durch das Werkzeug aus den Fügebauteilen verdrängt. Während des Prozesses ergibt sich aufgrund der Anstellung des Werkzeuges ein Freiraum unter der vorlaufenden Schulterkante. Dieser Freiraum ist aufgrund der Krümmung der Rohre im Vergleich zu ebenen Werkstücken besonders groß. Durch die Kontaktbedingung der nachlaufenden Werkzeugschulterkante ergibt sich an der vorlaufenden Kante ein großer Abstand bis zur Werkstückoberfläche. Dieses Volumen unter der Schulter definiert die Größe des Freiraums und kann mit plastifiziertem Werkstoff gefüllt werden. Das Volumen wird dabei durch eine Projektion des Schulterdurchmessers auf die Rohroberfläche begrenzt. Damit wird in der Berechnung das größtmögliche Volumen beschrieben, das unter der Schulter während des Schweißprozesses gehalten werden kann.

Die Volumenbilanz gliedert sich in vier Teilvolumina auf. Abbildung 6-5 skizziert in nicht-maßstäblicher Grafik die einzelnen Anteile. Das verdrängte Volumen setzt sich aus den Anteilen der Schulter $V_{Schulter}$ und des Pins V_{Pin} zusammen. Das freie Volumen unter der Schulter ist mit der gestrichelten Linie in der Abbildung begrenzt. Es besteht aus dem Anteil $V_{frei,Schulter}$ abzüglich des restlichen Pins, der nicht in die Fügepartner eingetaucht ist ($V_{frei,Pin}$). Bei dieser Volumenbilanz ergibt sich somit Formel 6-5, wobei alle Volumenanteile unter anderem jeweils von der Eintauchtiefe E_t und vom seitlichen Versatz L_V abhängig sind.

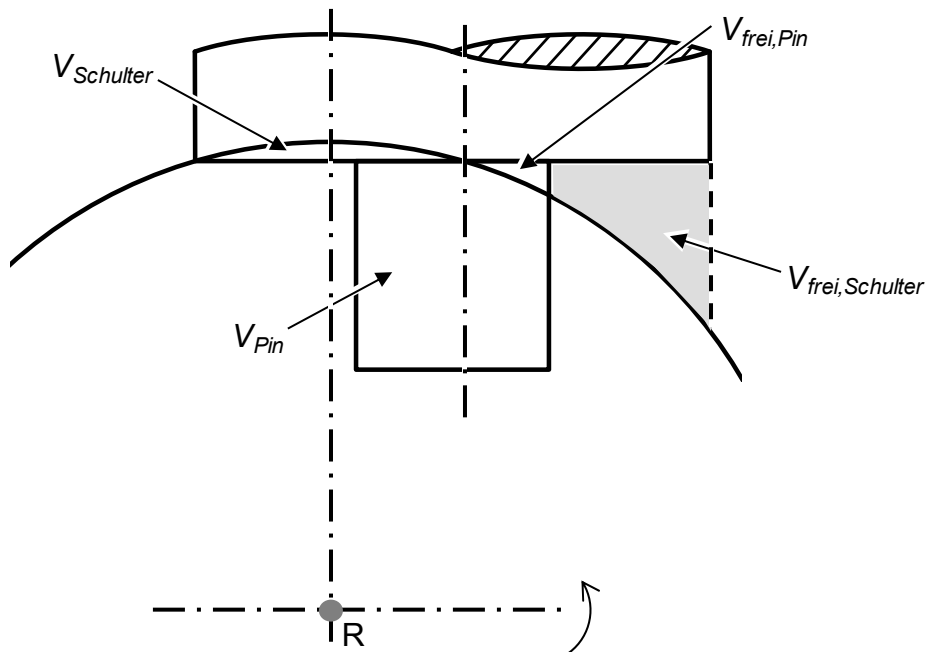


Abbildung 6-5: Anteile der Volumenbilanz

$$V_{Schulter} + V_{Pin} = V_{frei,Schulter} - V_{frei,Pin} \quad \text{Formel 6-5}$$

Mit den Gleichungen zur Kontaktbedingung (Formel 6-4) und zur Volumenbilanz (Formel 6-5) können die beiden gesuchten Größen Eintauchtiefe E_t und seitlicher Versatz L_V in einem Gleichungssystem mathematisch eindeutig berechnet werden.

6.2.2 Mathematische Berechnung des geometrischen Modells

Vorgehen

Um die beiden gesuchten Parameter in Abhängigkeit der Werkzeugkonfiguration und der Bauteilgeometrie berechnen zu können, wurden die in Abbildung 6-5 skizzierten Volumina mathematisch in Abhängigkeit von E_t und L_V ausgedrückt. Allgemein betrachtet handelt es sich bei diesen Volumina jeweils um das Schnittvolumen aus zwei Zylindern mit sich nicht schneidenden Achsen. Der leicht konische Werkzeugpin wird hierfür vereinfacht als Zylinder modelliert. Dabei wird ein gemittelter Pindurchmesser d_{Pm} aus dem oberen Durchmesser d_{Po} und dem Durchmesser an der Pinspitze d_{Pu} verwendet. Ohne diese Maßnahme würde die Berechnung zusätzlich erschwert werden und der dabei entstehende Fehler bei $V_{frei,Pin}$ und V_{Pin} ist aufgrund der geringen konischen Form (Winkel 15°) zu vernachlässigen. Die gerillte Schulterfläche und das Pingewinde bleiben unberücksichtigt.

Stellvertretend für die unterschiedlichen Volumenanteile ist für das durch die Schulter verdrängte Volumen $V_{Schulter}$ die Seitenan- und die Draufsicht in Abbildung 6-6 gezeichnet. Die Ebene der Skizze befindet sich in der Mittelebene des Werkzeuges. Im oberen Bereich der Skizze ist die Seitenansicht des Querschnittes erkennbar, direkt darunter befindet sich die Draufsicht mit der Kontaktfläche A_K des Werkzeuges mit dem Rohr. Das zu berechnende Volumen ist grau gekennzeichnet. Grundlage der Berechnung ist der Ansatz, dass das gesuchte Volumen aus einer Integration der Höhe über die Fläche A_K resultiert. Hierbei ist jedoch eine Fallunterscheidung notwendig, da die Berechnung des Flächeninhalts A_K auf unterschiedlichen Kreissektoren beruht. Entscheidend hierbei ist das Verhältnis aus der Mittellinie des Freiraums unter der Schulter e und dem Schulterradius r_S . Bei $e > r_S$ tritt Fall I ein (Abbildung 6-6 (a)), bei $e < r_S$ Fall II. Die Fallunterscheidung ist jeweils für die Berechnung aller Teilvolumina notwendig.

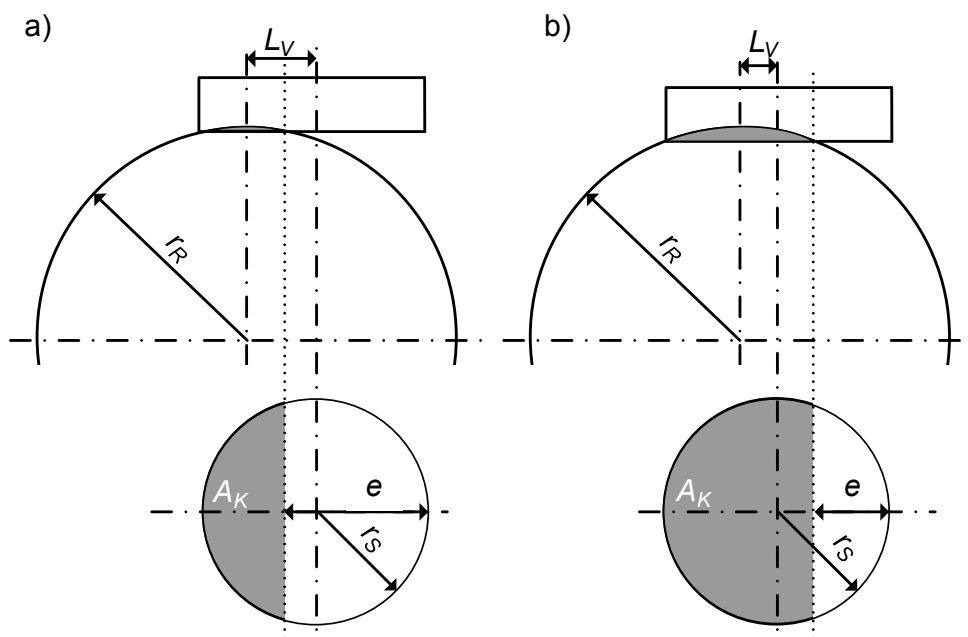


Abbildung 6-6: Fallunterscheidung bei der Volumenberechnung: Fall I $e > r_S$ (a), und Fall II $e < r_S$ (b)

Somit ergeben sich durch die Fallunterscheidung und die vier gesuchten Teilvolumina acht mathematische Beziehungen für die eindeutige Bestimmung von L_V und E_t . Nach der Berechnung aller Volumina kann das Gleichungssystem gelöst werden. Es wurde numerisch im Softwaresystem Matlab© hinterlegt. Eine ausführliche Beschreibung befindet sich im Anhang A.

Eine vergleichbare Vorgehensweise wählten auch GRATECAP ET AL. (2008) zur Bestimmung der Prozessparameter beim FSW von ebenen Werkstücken. Sie benutzten ebenfalls die Volumenbilanz zwischen verdrängtem Werkstoffvolumen und dem freien Volumen unter dem höher gelegenen Anteil der Schulter.

Berechnung des durch die Schulter verdrängten Volumens

Die grundsätzliche Berechnung von $V_{Schulter}$ ist im vorangegangenen Abschnitt erklärt. Formel 6-6 zeigt $V_{Schulter}$ für den Fall I und Formel 6-7 für Fall II. β entspricht hier einem Laufwinkel der Fläche A_K , über den integriert wird.

$$V_{Schulter,I} = r_S^2 r_R \int_0^{\arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}} \left(\arcsin \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S} \right) - \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) + \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V + r_R \sin \beta)^2}}{r_s} \right) - \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_s} \right) \right) \sin \beta d\beta \quad \text{Formel 6-6}$$

$$V_{Schulter,II} = r_S^2 r_R \int_0^{\arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}} \left(\arcsin \left(\frac{r_R \sin \beta - L_V}{r_S} \right) + \arcsin \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S} \right) + \left(\frac{r_R \sin \beta - L_V}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_s^2 - (r_R \sin \beta - L_V)^2}}{r_s} \right) + \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V + r_R \sin \beta)^2}}{r_s} \right) \right) \sin \beta d\beta \quad \text{Formel 6-7}$$

Berechnung des durch den Pin verdrängten Volumens

Zur Vereinfachung der Berechnung wird der Pinanteil, der den Werkstoff aus dem Werkstück verdrängt, aus dem Gesamtvolumen des Pins $V_{\Sigma,Pin}$ abzüglich des Anteils $V_{frei,Pin}$ berechnet:

$$V_{Pin,I} = V_{\Sigma,Pin} - V_{frei,Pin,I} \quad \text{Formel 6-8}$$

$$V_{Pin,II} = V_{\Sigma,Pin} - V_{frei,Pin,II} \quad \text{Formel 6-9}$$

Berechnung des Freiraums unter der Schulter

Der Freiraum unter der Schulter berechnet sich wie folgt:

$$V_{frei,Schulter,I} = r_S^2 r_R \int_{\arccos \frac{L_V + r_S}{r_R}}^{\arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}} \left(\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) \right) \sin \beta d\beta \quad \text{Formel 6-10}$$

$$\begin{aligned}
 & + \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S} \right) \sin \beta d\beta \\
 V_{frei, \text{Schulter}, II} = & r_S^2 r_R \int_{\arccos \frac{L_V + r_S}{r_R}}^{\arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}} \left(\frac{\pi}{2} - \arcsin \left(\frac{r_R \sin \beta - L_V}{r_S} \right) \right. \\
 & \left. + \left(\frac{r_R \sin \beta - L_V}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_s^2 - (r_R \sin \beta - L_V)^2}}{r_S} \right) \right) \sin \beta d\beta
 \end{aligned} \tag{Formel 6-11}$$

Berechnung des Pinvolumens am Volumen des Freiraums

Der vierte Anteil an der Volumenbilanz ist der Anteil des Pinvolumens am Freiraum unter der Schulterfläche. Hier gilt für beide Fälle:

$$\begin{aligned}
 V_{frei, \text{Pin}, I} = & r_P^2 r_R \int_{\arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}}^{\arccos \frac{L_V + r_S}{r_R}} \left(\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_P} \right) \right. \\
 & \left. + \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_P} \right) \left(\frac{\sqrt{r_P^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_P} \right) \right) \sin \beta d\beta
 \end{aligned} \tag{Formel 6-12}$$

$$\begin{aligned}
 V_{frei, \text{Pin}, II} = & r_P^2 r_R \int_{\arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}}^{\arccos \frac{L_V + r_S}{r_R}} \left(\frac{\pi}{2} - \arcsin \left(\frac{r_R \sin \beta - L_V}{r_P} \right) \right. \\
 & \left. - \left(\frac{r_R \sin \beta - L_V}{r_P} \right) \left(\frac{\sqrt{r_P^2 - (r_R \sin \beta - L_V)^2}}{r_P} \right) \right) \sin \beta d\beta
 \end{aligned} \tag{Formel 6-13}$$

6.2.3 Ergebnis des geometrischen Modells

Die Ergebnisse der Berechnung sind im Diagramm in Abbildung 6-7 aufgetragen. In diesem Fall wurde ein Schweißwerkzeug mit einem Schulterdurchmesser d_S von 12 mm, einer Pinlänge l_P von 2,8 mm und einem mittleren Pindurchmesser d_{Pm} von 3,15 mm gewählt. Das Diagramm gibt die Parameter E_t und L_V in Abhängigkeit des zu schweißenden Rohrdurchmessers d_R wieder. So sinkt die Eintauchtiefe E_t mit steigendem Rohrdurchmesser d_R , wohingegen der seitliche Versatz L_V ansteigt.

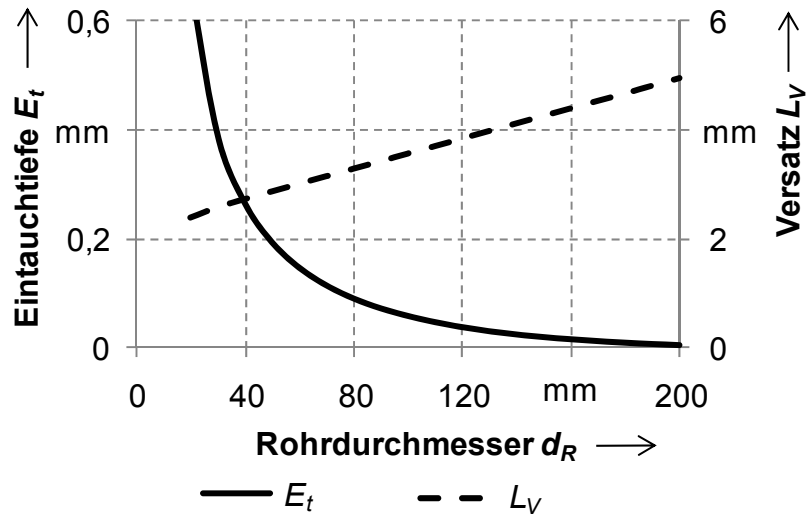


Abbildung 6-7: Ergebnis des geometrischen Modells für die Eintauchtiefe E_t und den seitlichen Versatz L_V in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers d_R ($d_S = 12 \text{ mm}$, $d_{Pm} = 3,15 \text{ mm}$, $l_P = 2,8 \text{ mm}$)

Dieses Ergebnis lässt sich für einen Vergleich zum Schweißen von ebenen Werkstücken mittels Formel 5-1 in einen äquivalenten Anstellwinkel α umrechnen. Abbildung 6-8 zeigt die umgerechneten Daten gemäß Abbildung 6-7.

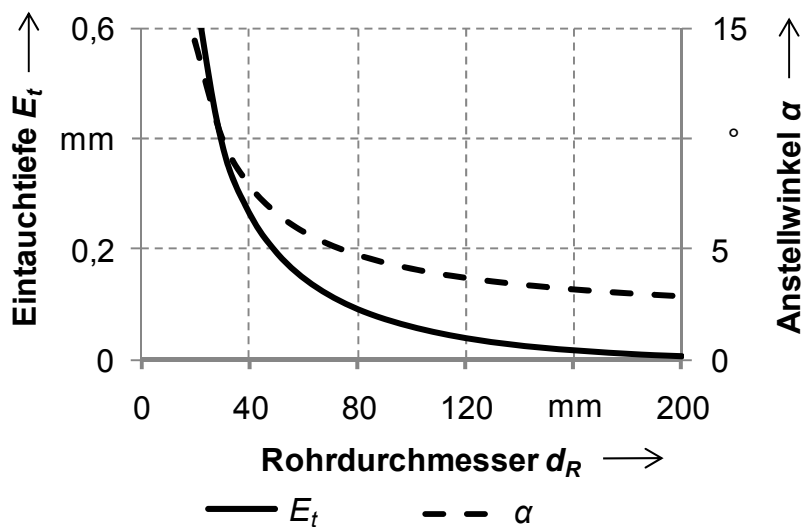


Abbildung 6-8: Umrechnung der Ergebnisse aus Abbildung 6-7 in einen äquivalenten Anstellwinkel α

Ebene Werkstücke würden theoretisch einem Rohr mit unendlich großem Durchmesser entsprechen. Bei der Betrachtung von sehr großen Durchmessern verläuft die Kurve für die Eintauchtiefe E_t daher gegen 0 mm. Der Anstellwinkel α konvergiert gegen 2° , wie er für ebene Werkstücke üblich ist. Die Umrechnung in einen Anstellwinkel für die Betrachtung bei ebenen Werkstücken ist deswegen

notwendig, da der seitliche Versatz bei diesem stetig bis ins Unendliche steigen würde und auf Grund des hohen Wertes damit in einer Maschine nicht umsetzbar wäre. Bei ebenen Werkstücken wird bei einer Werkzeugmaschine mit vier Achsen aus diesem Grund kein seitlicher Versatz gewählt, sondern eine Anstellung über eine leichte Rotation des Drehtisches realisiert (Abschnitt 5.3).

Mit diesem geometrischen Modell ist es nun möglich, die Positionierung des Werkzeuges relativ zum Werkstück für verschiedene Rohrdurchmesser d_R und das ausgewählte Werkzeug (d_S , d_P und l_P) eindeutig zu berechnen, und zwar so, dass die in Abschnitt 6.2.1 genannten Vorgaben eingehalten werden. Die folgenden Diagramme geben das Verhalten des Modells bei unterschiedlichen Werkzeuggeometrien wieder. Abbildung 6-9 stellt den Einfluss von unterschiedlichen Schulterdurchmessern d_S auf die Positionsparameter L_V und E_t dar: die Eintauchtiefe E_t steigt mit dem Durchmesser d_S ; der Versatz L_V konvergiert gegen den Schulterradius r_S bei steigendem Rohrdurchmesser d_R . Der Grenzwert wird erreicht, wenn die Krümmung des Rohres ab einer entsprechenden Eintauchtiefe E_t keine Auswirkungen mehr auf den Versatz L_V besitzt. Bei konstantem Schulterdurchmesser d_S und variierendem Pindurchmesser d_P (Abbildung 6-10) ist diese Konvergenz ebenso vorzufinden. Bei einem kleineren Pindurchmesser d_P wird der Grenzwert bereits bei geringen Rohrdurchmessern d_R erreicht. Auch eine unterschiedliche Pinlänge l_P beeinflusst das Ergebnis auf ähnliche Weise (Abbildung 6-11).

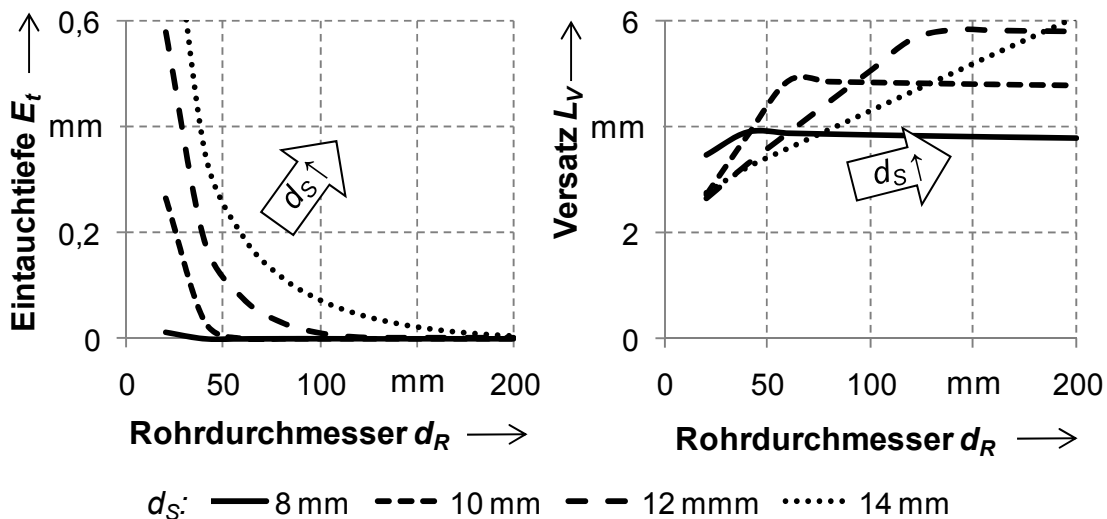


Abbildung 6-9: Einfluss des Schulterdurchmessers d_S auf die Positionsparameter E_t und L_V bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern d_R
 ($d_P = 4 \text{ mm}$ und $l_P = 2,8 \text{ mm}$)

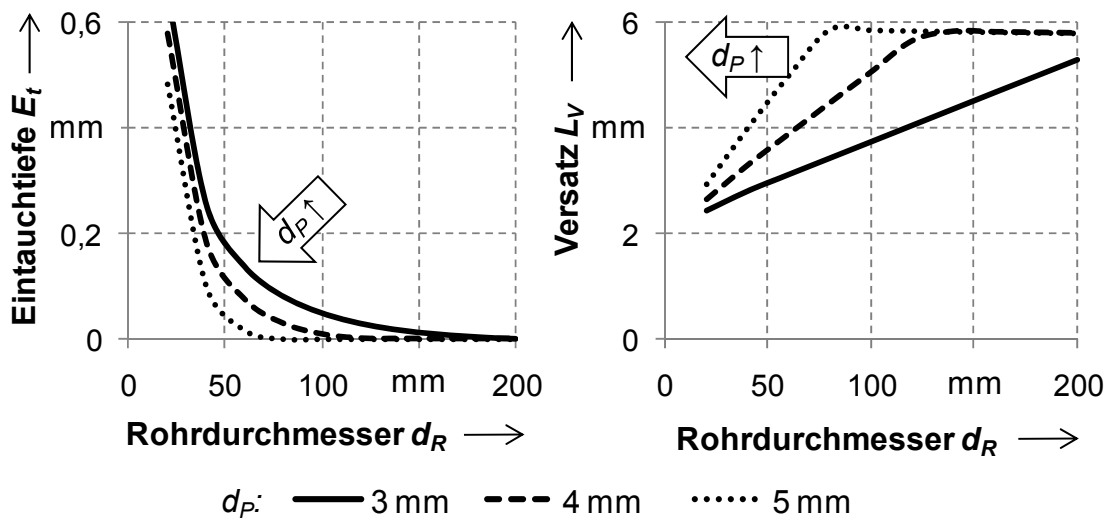


Abbildung 6-10: Einfluss des Pindurchmessers d_P auf die Positionsparameter E_t und L_V bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern d_R ($d_S = 12 \text{ mm}$ und $l_P = 2,8 \text{ mm}$)

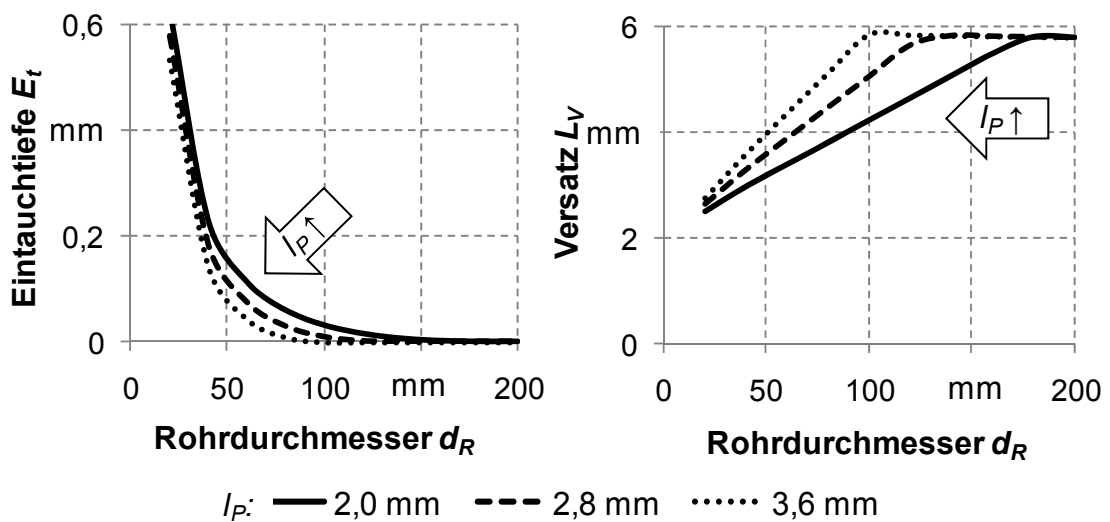


Abbildung 6-11: Einfluss der Pinlänge l_P auf die Positionsparameter E_t und L_V bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern d_R ($d_S = 12 \text{ mm}$ und $l_P = 2,8 \text{ mm}$)

Auch eine Variation von unterschiedlichen Werkzeugabmessungen kann damit abgebildet werden und die Zusammenhänge können ebenso zur Auswahl bzw. Optimierung der Werkzeuge verwendet werden. Ziel bei der Fertigung einer Schweißnaht ist in der Regel die minimale Reduzierung der Festigkeit des Grundwerkstoffes. Für das FSW bedeutet dies eine möglichst geringe Eintauchtiefe E_t , um keine allzu große Querschnittsreduzierung hervorzurufen. Folglich müssen bei kleinen Rohrdurchmessern die Werkzeugabmessungen abnehmen. Zu sehen ist dieser Zusammenhang sehr gut anhand von Abbildung 6-9, wo der kleinste Schulter-

durchmesser d_S von 8 mm bei einem Rohrdurchmesser d_R von 50 mm eine nahezu verschwindende Eintauchtiefe E_t liefert. Bei Verwendung einer größeren Werkzeugschulter ist eine entsprechend höhere Eintauchtiefe E_t erforderlich. Dem gegenüber stehen die Festigkeitsanforderungen an das FSW-Werkzeug durch die herrschenden Prozesskräfte während des Schweißvorgangs. Das Werkzeug muss eine gewisse Mindestfestigkeit aufweisen, um den Prozesskräften standhalten zu können. Folglich entsteht bei kleinen Rohrdurchmessern d_R ein Zielkonflikt: wegen der Werkstückkrümmung sollte das Werkzeug so klein wie möglich sein, während für die Festigkeit und Beständigkeit des Werkzeuges ein möglichst stabiles und somit ein großes Werkzeug notwendig ist.

6.3 Verifikation des geometrischen Modells

6.3.1 Experimenteller Abgleich des Modells

Für die Verifikation des geometrischen Modells wurde die aus Abbildung 6-7 bekannte Werkzeugkonfiguration bei einem Rohrdurchmesser d_R von 60 mm benutzt. Welche Ergebnisse bei einem Null-Versatz eintreten, zeigte bereits der Querschliff in Abbildung 6-2. Es traten klar erkennbare Nahtdefekte auf, die eine Reduzierung der mechanischen Eigenschaften nach sich ziehen. Ebenso konnte im Querschliff die erzeugte Nahtüberhöhung gemessen und mit dem Modell verglichen werden.

Bei den Schweißversuchen mit den angepassten Positionsparametern ($E_t = 0,15$ mm und $L_V = 3,01$ mm), die mit dem geometrischen Modell berechnet wurden, entstand eine einwandfreie Schweißnahtoberfläche. Im Querschliff kann eine Nahtüberhöhung h_{real} von 0,2 mm vermessen werden (Abbildung 6-12). Im Modell und im Experiment wurde die Pinlänge l_P gleich 2,8 mm gewählt, was im Experiment bei einer Wandstärke t_W von 5 mm zu keiner kompletten Durchschweißung führt. Dies war hier aber nicht notwendig. Ziel war die reine Untersuchung der sich einstellenden Nahtüberhöhung, die unabhängig von der Einschweißtiefe ist.

Die Abweichung zwischen dem Modell und dem Experiment ist die Differenz der auftretenden Überhöhung h_{real} und der Eintauchtiefe E_t als minimale Nahtüberhöhung. Sie beträgt in diesem Fall 0,05 mm bzw. etwa 20 % des Wertes der Eintauchtiefe E_t . Damit sind prinzipiell die zwei Maßgaben, die der Modellbildung und der Berechnung von E_t und L_V zu Grunde liegen, als sinnvoll bestätigt worden:

- Kontakt der nachlaufenden Werkzeugschulterkante mit der Rohroberfläche (Formel 6-2)
- Volumengleichheit zwischen verdrängtem Werkstoffvolumen durch das Werkzeug und dem Freiraum unter der Werkzeugschulter (Formel 6-5)

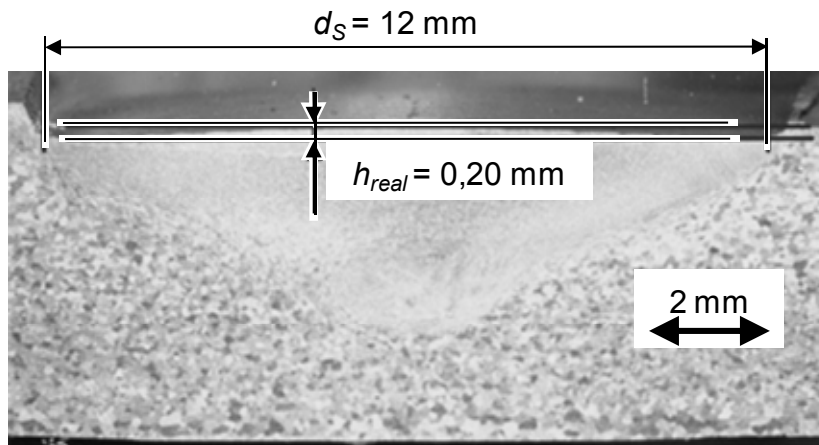


Abbildung 6-12: Querschliff bei nach dem geometrischen Modell berechneten Positionsparametern beim Werkstoff EN AW-6060 ($n = 1500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, $E_{tM} = 0,15 \text{ mm}$, $L_V = 3,01 \text{ mm}$)

Das Modell basiert auf Vereinfachungen, was im Vergleich zum Experiment zu Abweichungen führt. Diese entstehen durch Prozess-Struktur-Wechselwirkungen, die im Modell nicht berücksichtigt wurden. Während des Schweißprozesses entsteht durch die Reibung des Werkzeuges und durch die Verformungsarbeit Prozesswärme, die nicht nur im Werkstück, sondern auch auf das FSW-Werkzeug wirken. Im Laufe der Fertigung der Schweißnaht erwärmt sich das Werkzeug und es erfährt eine thermische Ausdehnung. Neben der Prozesswärme treten aber auch signifikante Prozesskräfte auf, die sowohl Einfluss auf das Werkstück als auch auf die komplette Anlage haben. Vor allem die Kraft F_z führt zu einer Verlagerung des Werkstückes. Somit haben die Prozesswärme und die -kräfte direkte Auswirkungen auf die resultierende Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ und damit auf die Nahtüberhöhung h_{real} . In den folgenden drei Abschnitten werden die Effekte zuerst getrennt voneinander untersucht und anschließend die Zusammenhänge diskutiert.

6.3.2 Werkzeugausdehnung durch Prozesswärme

Im Vergleich zu anderen Schweißverfahren, wie zum Beispiel zum Laserstrahlschweißen, steht das Werkzeug bei FSW in direktem Kontakt mit dem Werkstück. Dadurch fließt die Prozesswärme nicht nur in das Werkstück, sondern auch in das Werkzeug selbst. Hieraus resultiert infolge der thermischen Längenausdehnung des

FSW-Werkzeuges eine ungewollte Änderung der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t,tat}$. Um diese Längenänderung Δl_{WZ} zu bestimmen, wurde bei Schweißversuchen mittels einer Thermografiekamera die Temperatur am rotierenden Werkzeug erfasst.

Zur Thermografiemessung wurde das System *VarioCAM-hr* der Firma *InfraTec GmbH* verwendet. Diese Kamera wurde speziell für den industriellen Einsatz entwickelt und der maximale Temperaturbereich reicht von -40 °C bis hin zu 1200 °C bei einer Auflösung von 640 Pixel auf 420 Pixel. Die Bildfrequenz beträgt maximal 60 Hz und die Genauigkeit der Kamera liegt über dem gesamten Temperaturbereich bei $\pm 2\%$ (INFRADEC GMBH 2011). Für die Messung von Absoluttemperaturen wurde das FSW-Werkzeug mit schwarzem Lack beschichtet. Dieser bietet einen definierten Emissionskoeffizienten ϵ von 0,94, der vorab in Experimenten bestimmt wurde. Ein derart geschwärztes Stahlblech wurde dazu erwärmt und die Temperaturen wurden gleichzeitig mit einem kalibrierten Thermoelement sowie mit der Thermografiekamera beobachtet. Aus diesem Abgleich ließ sich anschließend der Emissionskoeffizient ϵ ermitteln. Die Temperaturen am Werkzeug während der Schweißung mit den optimalen Positionsparametern an einem Rohr ($d_R = 60\text{ mm}$) wurden an zwei Punkten gemessen. Der eine Messpunkt befand sich direkt an der Werkzeugschulter ($T_{Schulter}$ in Abbildung 6-13), wo die höchste thermische Belastung auf das Werkzeug einwirkt, der zweite Punkt am Ende des 30 mm langen Werkzeugschaftes. Beide Punkte können während einer Schweißung mit der Thermografiekamera sehr gut am rotierenden Werkzeug gemessen werden.

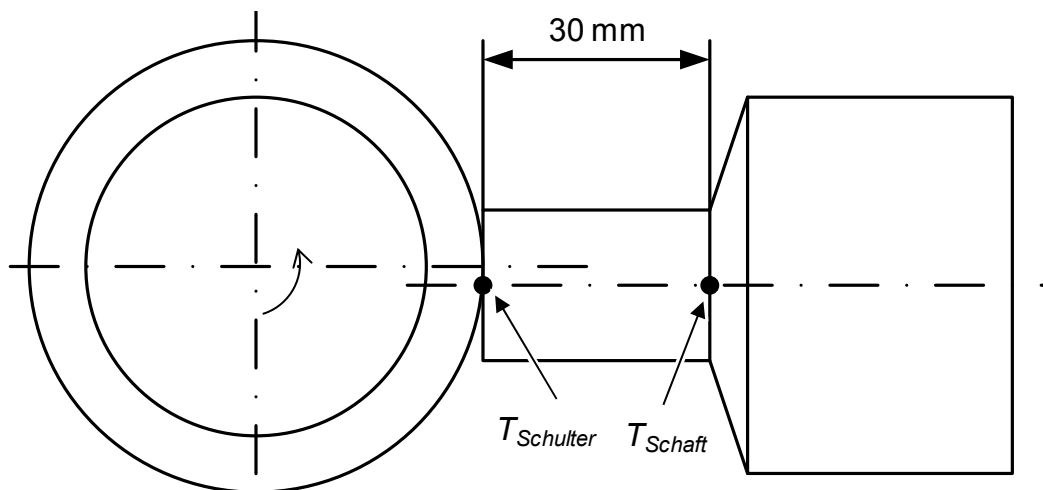


Abbildung 6-13: Messpunkte zur Bestimmung der Werkzeugtemperatur

Für die Berechnung der thermischen Ausdehnung des Werkzeuges Δl_{WZ} wurde ein linearer Temperaturverlauf zwischen den beiden Messpunkten angenommen und

der Durchschnitt gebildet. Der Wärmeausdehnungskoeffizient ist temperaturabhängig und wird je nach gemessener Temperatur angewandt (Tabelle 6-1). Eine Werkzeuglängung hinter dem Schaft wird vernachlässigt, da sich hier sehr große Massen befinden, welche sich nur gering erwärmen. Es gilt damit:

$$\Delta l_{WZ} = \left(\frac{T_{Schulter} + T_{Schaft}}{2} - 20 \text{ °C} \right) \cdot \lambda_{therm} \cdot l_{WZ} \quad \text{Formel 6-14}$$

Tabelle 6-1: Temperaturabhängiger Wärmeausdehnungskoeffizient λ_{therm} von 1.2344 (X40CrMoV5-1) (WSM WERKZEUGSTAHL GMBH 2011)

Temperaturbereich in °C	λ_{therm} in $10^{-6} 1/\text{°C}$
0 bis 100	10,9
100 bis 200	11,9
200 bis 300	12,3
300 bis 400	12,7

Mit der Thermografiekamera wurden pro Sekunde zwei Bilder aufgezeichnet. Die gemessenen Temperaturverläufe sind in Abbildung 6-14 über den Drehwinkel b des Rohres aufgetragen. Dabei ist gut zu erkennen, dass die Temperatur direkt an der Schulter deutlich stärker steigt als am Schaftende. Nach einer kompletten Umfangsnaht werden an der Schulter nahezu 300 °C erreicht.

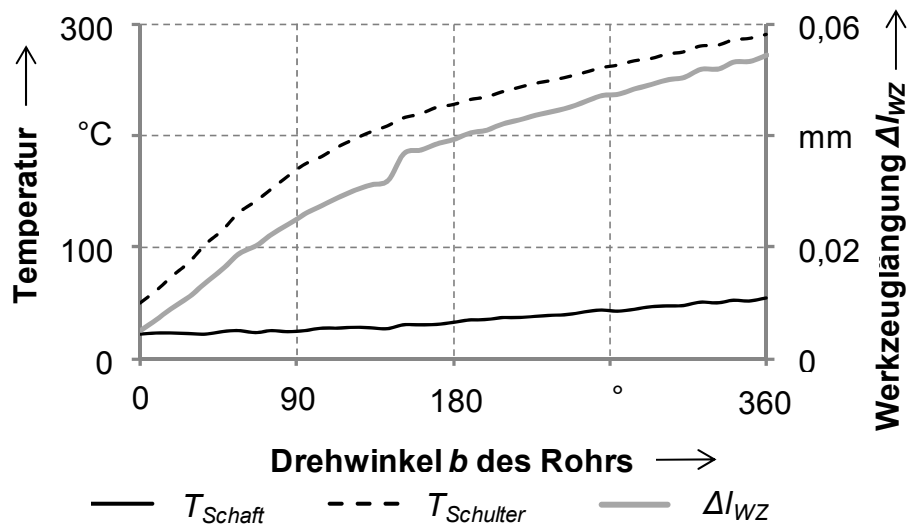


Abbildung 6-14: Temperaturentwicklung am Werkzeug und daraus folgende Werkzeuglängung ($n = 1500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, $E_{tM} = 0,15 \text{ mm}$, $L_V = 3,01 \text{ mm}$, $d_R = 60 \text{ mm}$)

Am zweiten Messpunkt, am Ende des 30 mm langen Schaftes, erwärmt sich das Werkzeug nur langsam. Am Schweißnahtende liegt die Temperatur dort lediglich etwa 30 K über der Raumtemperatur. Die Werkzeuglängung Δl_{WZ} ist direkt proportional zur gemessenen Temperatur und steigt so stetig über der Schweißdauer. Bei einem Drehwinkel von etwa 140° überschreitet die gemittelte Temperatur 100°C und folglich springt der berechnete Wert für die Werkzeuglängung Δl_{WZ} wegen der Unstetigkeit der Literaturwerte von λ_{therm} leicht an. Zum Schweißnahtende hin lässt sich so eine absolute Werkzeuglängung Δl_{WZ} von 0,055 mm berechnen.

6.3.3 Verlagerung des Werkstückträgers durch Prozesskräfte

Neben der Prozesswärme besitzen die Prozesskräfte F_z einen signifikanten Einfluss auf die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$. Diese Kräfte wirken in Werkzeugrichtung und führen zu einer elastischen Verformung der Spannvorrichtung und des Rohres. Dies wiederum hat Auswirkungen auf die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$. Zur Bestimmung der daraus resultierenden Werkstückverlagerung Δz ist eine Messung am rotierenden Werkstück notwendig.

Um ausreichend genaue Messergebnisse zu erzielen, konnten weder in die Maschine integrierte noch externe, taktile Messsysteme verwendet werden. Deswegen kam eine berührungslose Messmethode zum Einsatz. Dazu wurde der Laser-Abstandssensor Polar 130 der Firma *LAP GmbH Laser Applikation* in den Messaufbau integriert. Dieser Sensor besitzt einen Arbeitsabstand von 220 mm und ist dabei geeignet, den Abstand mit einer Wiederholgenauigkeit von $\pm 45 \mu\text{m}$ zu bestimmen (LAP GMBH LASER APPLIKATIONEN 2011). Der Abstandssensor war an der Rückseite des Rohres angebracht und vermaß den Abstand vom fest installierten Sensor zum Rohr, das durch die Anpresskraft elastisch zum Sensor gebogen wird (Abbildung 6-15).

Wie bereits in Abschnitt 5.3 (Versuchsanlage und Spannvorrichtung) detailliert beschrieben, wurde zwischen Spanndorn und dem zu schweißenden Rohr eine Hülse eingebracht. Durch die Hülse und die daraus entstehenden zwei Spalten (zwischen Dorn und Hülse sowie Hülse und Rohr) war es von Vorteil, die reine Verlagerung des Spanndorns inklusive des Rohres nicht direkt am Rohr, sondern am oberen Ende des Spanndorns zu messen. Die Verlagerung ergab sich dann durch die Differenz aus der Messung vor und während der Schweißung. Damit waren keine fertigungsbedingte Rundlaufabweichungen des Spanndorns in der Messung vorhanden. Aus der Drehzahl des Werkzeuges ($n = 1500 \text{ 1/min}$) resultierte eine Anregungsfrequenz von 25 Hz mit der Prozesskraft F_z , welche einen direkten Einfluss

auf die Verlagerung besitzt. Gemäß dem Abtasttheorem erfolgten die Messungen des Abstandes daher mit einer Frequenz von 100 Hz.

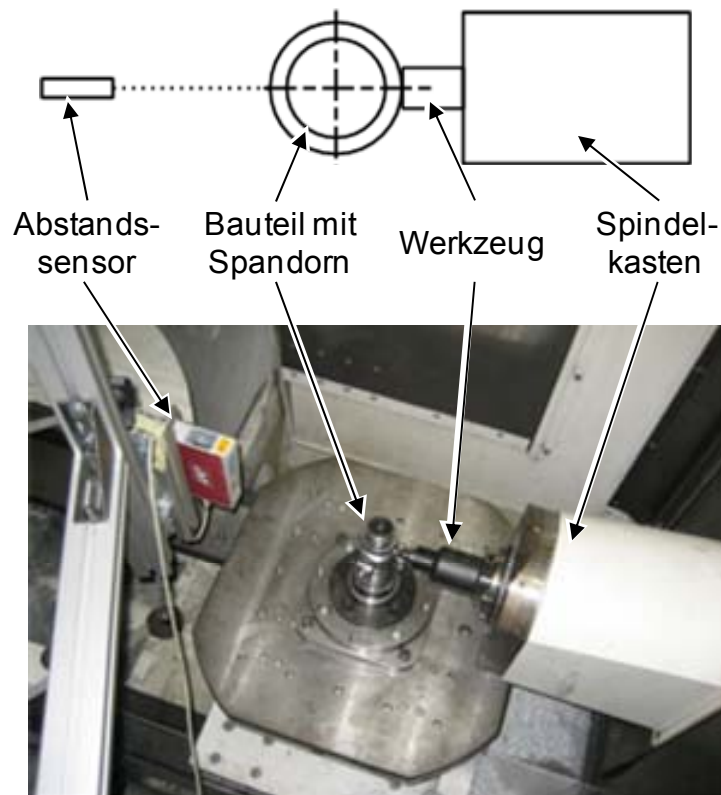


Abbildung 6-15: Messprinzip und Messaufbau zur Bestimmung der Werkstückverlagerung als Folge der auftretenden Prozesskraft F_z

In Abbildung 6-16 ist das Ergebnis einer solchen Messung zu sehen. Hierbei sind neben der Verlagerung Δz des Werkstückes auch die auftretende Kraft F_z über der Zeit und über dem Drehwinkel b des Rohrs dargestellt. Während der Eintauchphase steigen sowohl die Anpresskraft F_z als auch die Verlagerung Δz an. Zum Ende des Eintauchvorgangs erreicht die Kraft mit etwa 3,6 kN ihr Maximum. Ebenso ist die Verlagerung Δz zu diesem Zeitpunkt mit ca. 0,11 mm auf einem hohen Niveau. In der anschließenden Verweilzeit sinken die Prozesskraft und die Verlagerung. Dies ist durch die Erwärmung und die daraus resultierende Werkstoffverweichung zu erklären. Mit Beginn der Drehbewegung des Rohres erhöht sich die gemessene Prozesskraft bis zu einer Vierteldrehung und verharrt bis zum Ende der Drehung in einem Kraftbereich zwischen 3,2 kN und 3,6 kN. Die Verlagerung verhält sich weitestgehend analog dazu, jedoch ist im Bereich zwischen 90° und 270° der Drehung eine leichte Abnahme von 0,12 mm auf 0,10 mm, die bei etwa 180° ihr Minimum erreicht, zu registrieren. Anschließend nimmt die Verlagerung Δz bis zur Winkel-

position b von 270° wieder auf einen Wert von $0,12\text{ mm}$ zu und hält dieses Maß weitestgehend konstant bis zum Ende des Schweißvorgangs.

Dieser Abfall der Verlagerung Δz kann folgendermaßen erklärt werden: Das Rohr, die Hülse und der Dorn wurden über Spielpassungen montiert. Beim Eintauchvorgang wurden das Rohr und die Hülse wegen der Anpresskraft direkt auf den Dorn gedrückt. Folglich entstand aufgrund der Passung an der gegenüberliegenden Seite ein kleiner Spalt zwischen dem Rohr, der Hülse und dem Dorn. Bei einem Drehwinkel b von 180° vergrößert sich somit der Abstand zwischen Sensor und Spannvorrichtung. Ein größerer Abstand bedeutet wiederum eine kleinere, gemessene Verlagerung Δz . Diese Ergebnisse des Kraftverlaufs und der Verlagerung sind typisch für weitere Messungen, die zu den gleichen Ergebnissen führten. Sowohl das Niveau als auch der Verlauf der beiden Größen waren jeweils übereinstimmend.

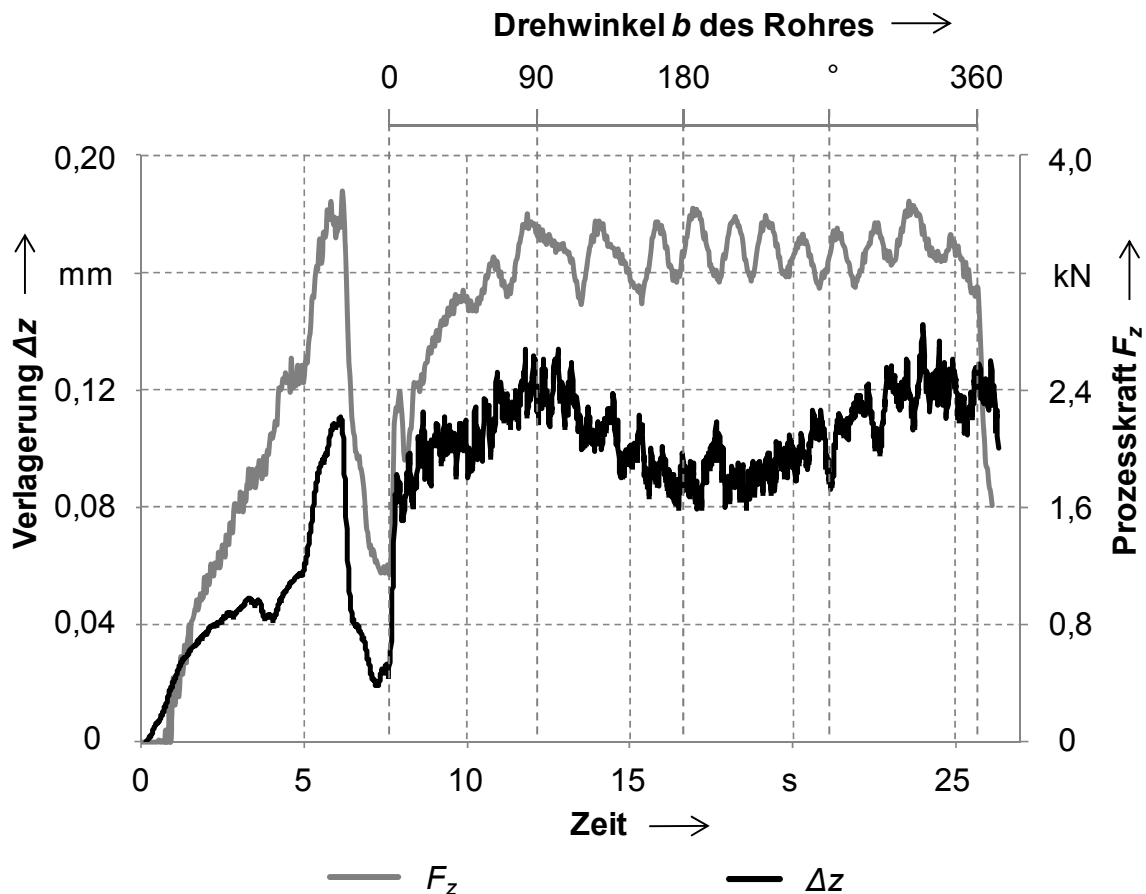


Abbildung 6-16: Werkstückverlagerung und Prozesskraft während des Schweißens von EN AW-6060 ($n = 1500\text{ 1/min}$, $v_S = 300\text{ mm/min}$, $E_{LM} = 0,15\text{ mm}$, $L_V = 3,01\text{ mm}$, $d_R = 60\text{ mm}$, Heller MCH250)

In der Regel ist bei Werkzeugmaschinen die relative Nachgiebigkeit zwischen Werkstück und Werkzeug die Basis von Verformungsbetrachtungen. Wird die

mittlere Verlagerung Δz von 0,12 mm durch die mittlere Prozesskraft F_z von 3,4 kN dividiert, so ergibt sich in diesem Fall eine relative statische Nachgiebigkeit N von $3,5 \cdot 10^{-8}$ m/N. GEBHARD (2011) führte vergleichbare Messungen durch und ermittelte eine relative Nachgiebigkeit bei derselben Maschine von $2,8 \cdot 10^{-8}$ m/N. Die Größenordnung stimmt überein und der auftretende Unterschied ist in der verwendeten Spannvorrichtung begründet. Während GEBHARD (2011) einen massiven Spannwinkel benutzte, besitzt die Spannvorrichtung für die Rohre aufgrund des bei Weitem geringen Querschnittes eine geringere Steifigkeit.

6.3.4 Diskussion des geometrischen Modells

Diese beiden Effekte der Prozess-Struktur-Wechselwirkung (Werkzeuflängung und Werkstückverlagerung) treten prozessbedingt immer und gleichzeitig auf. Ihr Einfluss auf die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ unterscheidet sich jedoch. Durch die Werkzeuflängung Δl_{WZ} dringt die Werkzeugschulter tiefer ins Werkstück ein. Die Werkstückverlagerung aufgrund der Prozesskräfte Δz führt dazu, dass sich das Werkstück von der Werkzeugschulter weg verlagert. Dies hat zur Folge, dass die Werkzeuflängung Δl_{WZ} die Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ erniedrigt, während die Verlagerung Δz gleichzeitig die Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ erhöht:

$$E_{t,tat} = E_t - \Delta l_{WZ} - \Delta z \quad \text{Formel 6-15}$$

Mit diesem Zusammenhang kann die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ über dem Drehwinkel b des Rohres berechnet werden (Abbildung 6-17). Das Diagramm belegt, dass die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ im Bereich zwischen 0,20 mm und 0,25 mm schwankt. Bei einem Drehwinkel b von 270° ergibt sich beispielsweise eine wärmebedingte Längung Δl_{WZ} von 0,05 mm. Verrechnet mit einer Werkstückverlagerung Δz von 0,11 mm resultiert daraus eine tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ von 0,21 mm. Die minimal erreichbare Nahtüberhöhung bei Verwendung der berechneten Positionparameter entspricht gemäß Abbildung 6-3 der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t,tat}$. Im Experiment wurde ein Nahtüberhöhung h_{real} von 0,20 mm gemessen (Abbildung 6-12). Aus diesem Vergleich geht hervor, dass die entstandene Diskrepanz zwischen vermessener Nahtüberhöhung h_{real} bei optimaler Position des Werkzeuges zum Werkstück und der Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ in den beiden beschriebenen Effekten der Prozess-Struktur-Wechselwirkung begründet ist.

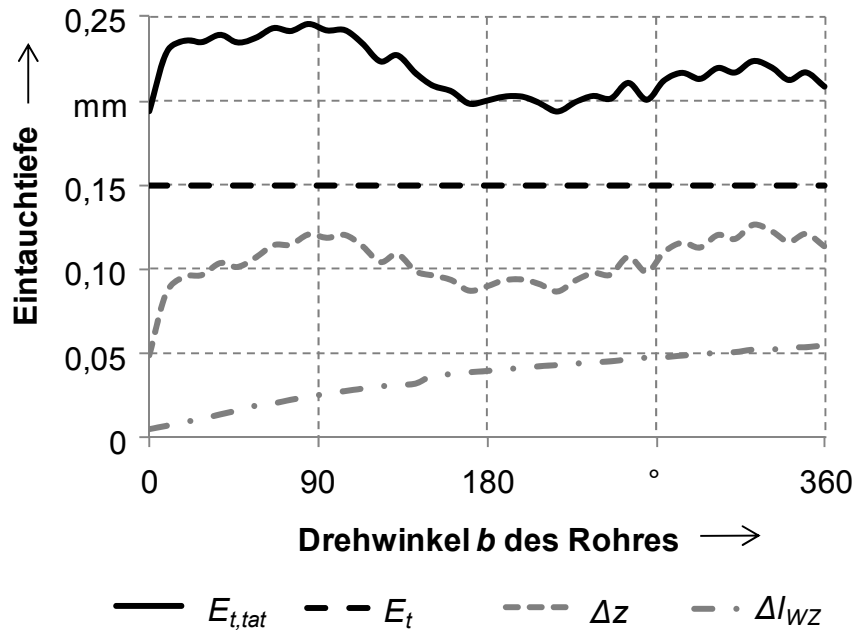


Abbildung 6-17: Zusammenwirken der Prozess-Struktur-Wechselwirkungen auf die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ ($n = 1500$ 1/min, $v_S = 300$ mm/min, $E_{tM} = 0,15$ mm, $L_V = 3,01$ mm, $d_R = 60$ mm)

Die ausführlich beschriebene Modellvorstellung, die auf zwei Bedingungen basiert (nachlaufende Schulterkante im Kontakt und Volumengleichheit gemäß Abbildung 6-5), ergibt sehr gute Ergebnisse für die relative Positionierung des Werkzeuges zum Werkstück. Es entstanden fehlerfreie Schweißnähte mit einer qualitativ hochwertigen Nahtoberfläche. Die Abweichung zwischen erwarteter ($h = E_t$) und experimentell bestimmter Nahtüberhöhung (h_{real}) resultierte aus zwei Effekten der Prozess-Struktur-Wechselwirkung. Diese Abweichung war relativ gering und die Integration der Effekte in die Modellbildung würde den Rahmen des Modells deutlich übersteigen. Für deren Abbildung müssten Modelle entwickelt werden, die die Berechnung der entstehenden Temperaturen und Prozesskräfte in Abhängigkeit verschiedener Größen (Schweißparameter, Werkzeugkonfiguration, Positionsparameter, Werkstoffkenngrößen etc.) erlauben.

6.4 Übertragung auf unterschiedliche Rohrdurchmesser

Um die Gültigkeit des Modells für andere Krümmungen der Werkstückoberfläche zu prüfen, wurden Experimente an Rohren mit unterschiedlichen Durchmessern durchgeführt. Dazu wurden Rohre mit Durchmessern von 40 mm, 80 mm, 120 mm und 160 mm für die Versuche mit den jeweils berechneten Parametern L_V und E_t im Stumpfstoß geschweißt (Tabelle 6-2). Die Werkzeugkonfiguration wurde bei dieser

Versuchsreihe bis auf die Pinlänge l_P nicht geändert. Äußerlich ergaben sich bei allen Durchmessern eine perfekte Nahtoberfläche und nahezu kein Schweißgrat. Stellvertretend dafür sind in Abbildung 6-18 Querschliffe zu sehen. Alle Bilder machen deutlich, dass keinerlei Schweißdefekte vorhanden sind.

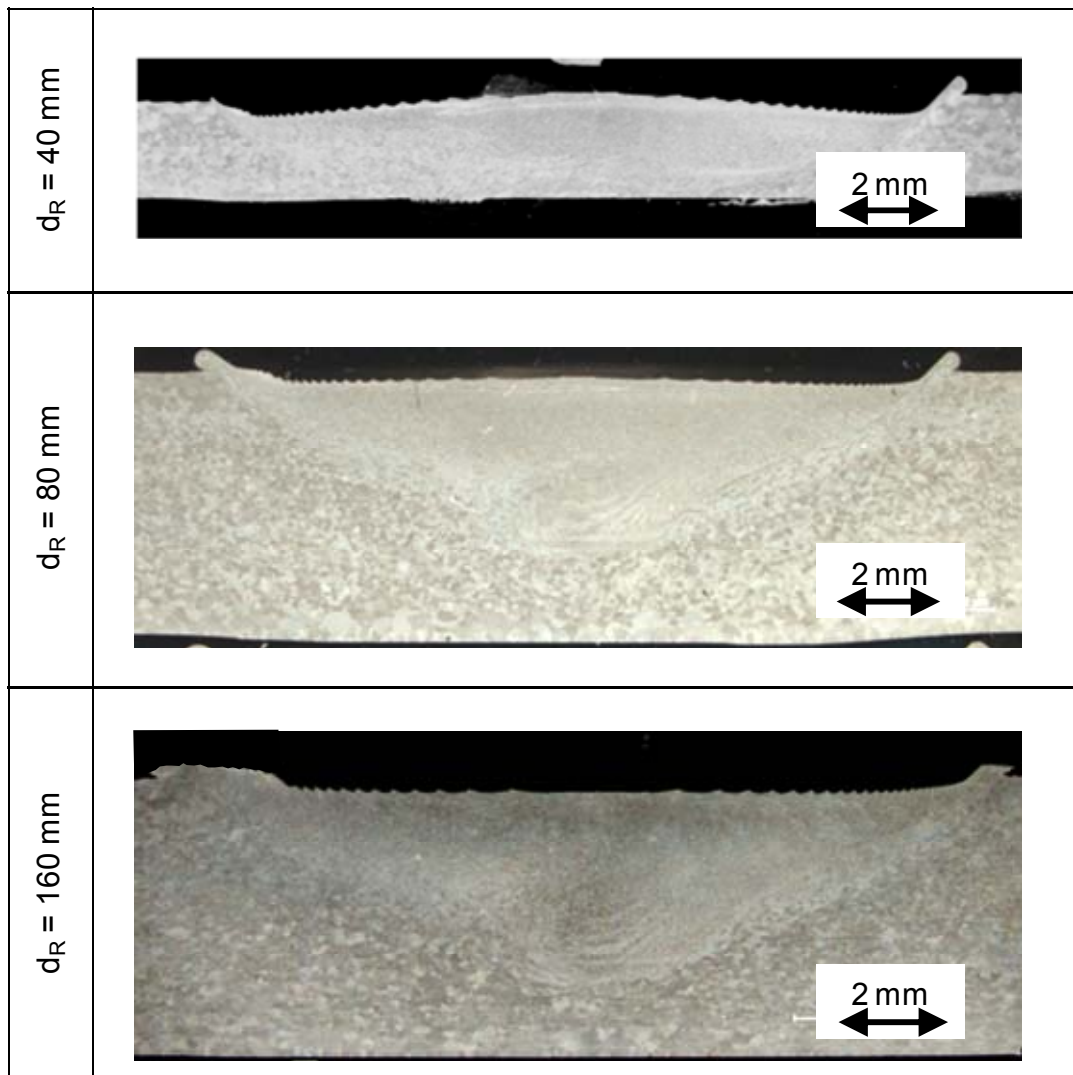


Abbildung 6-18: Querschliffe bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern d_R mit den jeweils nach dem geometrischen Modell berechneten Positionsparametern E_t und L_V ($n = 1500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, $d_S = 12 \text{ mm}$, $d_P = 3,2 \text{ mm}$, weitere Parameter gemäß Tabelle 6-2)

Tabelle 6-2 gibt auch die gemessene Nahtüberhöhung h_{real} an, die sich während des Schweißprozesses einstellte, und zwar für die unterschiedlichen Durchmesser d_R . Dabei ist der Zusammenhang zwischen E_t und h_{real} zu sehen. Wie bereits ausführlich untersucht und beschrieben, führen die Prozess-Struktur-Wechselwirkungen zu einer kleinen Erhöhung der Nahtüberhöhung h_{real} , ausgehend von der eingestellten Eintauchtiefe E_t .

Tabelle 6-2: Positionsparameter und entstehende Nahtüberhöhung h_{real} bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern

d_R in mm	L_V in mm	E_t in mm	h_{real} in mm	l_P in mm
40	2,744	0,267	0,40	1,8
60	3,008	0,148	0,20	2,8
80	3,298	0,091	0,14	2,8
120	3,848	0,039	0,12	2,8
160	4,401	0,016	0,10	2,8

Diese Ergebnisse führen zu der Erkenntnis, dass eine Übertragung des Modells auf unterschiedliche Rohrdurchmesser möglich ist. Die Positionsparameter erzeugen jeweils Schweißnähte mit sehr guten Nahtoberflächen und defektfreien Querschliffen. Die auftretenden Abweichungen zwischen erwarteter (E_t) und gemessener Nahtüberhöhung h_{real} sind gering. Letztere (h_{real}) liegt im Bereich weniger Zehntel Millimeter und ist somit bezüglich der Festigkeit unerheblich. Diese Abweichung lässt sich durch die bereits ausführlich diskutierten Prozess-Struktur-Wechselwirkungen gut erklären.

6.5 Übertragung auf einen weiteren Werkstoff

Um das Modell nicht nur bei diversen Werkstückkrümmungen zu prüfen, sondern auch die Übertragung auf einen weiteren Werkstoff zu gewährleisten, wurden analoge Experimente mit Rohren aus EN AW-5754 durchgeführt. Der Außendurchmesser d_R betrug dabei 60 mm, da hierzu eine große Vielzahl an Ergebnissen vom Referenzwerkstoff (EN AW-6060) vorhanden waren.

Bei der reinen Versatzvariation, analog den Experimenten wie in Abschnitt 6.1 für den Werkstoff EN AW-6060, resultierten ähnliche Ergebnisse. Ein Null-Versatz führte zu Materialablösungen an der Nahtoberfläche und zu deutlichen Defekten im Inneren der Schweißnaht. Beide Fehlermerkmale traten stärker als bei EN AW-6060 auf, jedoch führten auch die nach dem Modell berechneten Parameter L_V und E_t zu geringen Materialablösungen auf der Nahtoberfläche. Diese sind Hinweise auf eine nicht vollständige Füllung des Freiraumes unter der Werkzeugschulter. Die nachlaufende Werkzeugschulterkante ist folglich nicht in der Lage, die Oberfläche gleichmäßig auszuformen. Im Querschliff dieser Schweißnaht sind dennoch keine Nahtfehler ersichtlich. Abbildung 6-19 zeigt den Querschliff durch diese Naht bei einem Drehwinkel b von 270° . Die Nahtüberhöhung ist vergleichbar mit der bei

EN AW-6060 (Abbildung 6-12), die Auflagefläche der Werkzeugschulter unterscheidet sich jedoch. Während die Breite des Abdruckes bei EN AW-6060 dem Schulterdurchmesser A_K entspricht, beträgt er bei diesem Versuch 0,9 mm weniger als d_S . Dieses Resultat kann in den höheren Prozesskräften F_z während des Schweißprozesses begründet sein. Die Kraft F_z liegt während des Schweißens von EN AW-6060 bei etwa 3,5 kN (Abbildung 6-16), bei EN AW5754 im Bereich von 6 bis 7 kN (Abbildung 6-20). Somit ist die Kraft in etwa doppelt so hoch bei gleichem Rohrdurchmesser d_R , demselben FSW-Werkzeug sowie den identischen Prozess- und Positionsparametern (n , v_S , L_V und E_t).

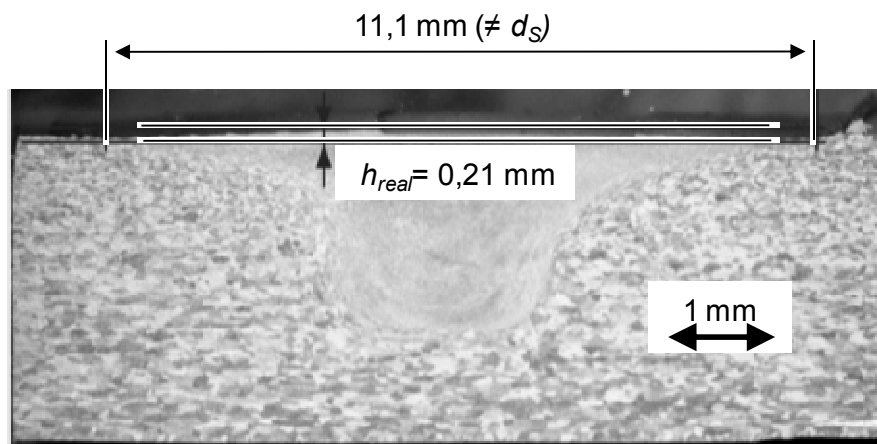


Abbildung 6-19: Querschliff bei nach dem geometrischen Modell berechneten Positionsparametern beim Werkstoff EN AW-5754 ($n = 1500$ 1/min, $v_S = 300$ mm/min, $E_t = 0,15$, $L_V = 3,01$, $d_S = 12$ mm, $d_P = 3,2$ mm)

Die höhere Kraft F_z führt zu einer größeren Verlagerung Δz des Werkstückes und kann damit die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ reduzieren. Wenn die Werkstückverlagerung Δz die gewählte Eintauchtiefe E_t und die Werkzeuglänge Δl_{WZ} in Summe übersteigt, befindet sich die Werkzeugschulter nicht mit ihrem vollen Durchmesser im Eingriff. Folglich reduziert sich die Breite im Querschliff. Für die Überprüfung dieser These wurde derselbe Aufbau wie zur Messung der Werkstückverlagerung eingesetzt (Abbildung 6-15). Auf eine Temperaturmessung am rotierenden Werkzeug wurde verzichtet, da ähnliche Temperaturen wie bei EN AW-6060 erwartet wurden (Abbildung 6-14). Wird beispielsweise die Werkstückverlagerung Δz bei einem 270°-Drehwinkel von 0,22 mm (Abbildung 6-20) und einer Werkzeuglänge Δl_{WZ} von 0,05 mm herangezogen, so errechnet sich eine tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ mit Hilfe von Formel 6-15 von 0,32 mm.

Ausgehend von dieser tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ sollte die Nahtüberhöhung in etwa deren Wert entsprechen. Eine Grundlage der Modellbildung zur Bestim-

mung der Positionsparameter (Abschnitt 6.2) ist, dass die Schulter auf ihrem gesamten Durchmesser auf Höhe des Werkzeug-TCP im Eingriff mit dem Rohr ist. Diese Grundvoraussetzung ist hier jedoch nicht gegeben, wie der Querschliff in Abbildung 6-19 zeigt. Begründet liegt dies in der vergleichsweise sehr hohen Kraft F_z , die eine starke Verlagerung Δz hervorruft. Diese wiederum hat zur Folge, dass die Schulter nur begrenzt im Eingriff ist und deswegen auch die berechnete Eintauchtiefe $E_{t,tat}$ nicht der realen Nahtüberhöhung h_{real} entspricht.

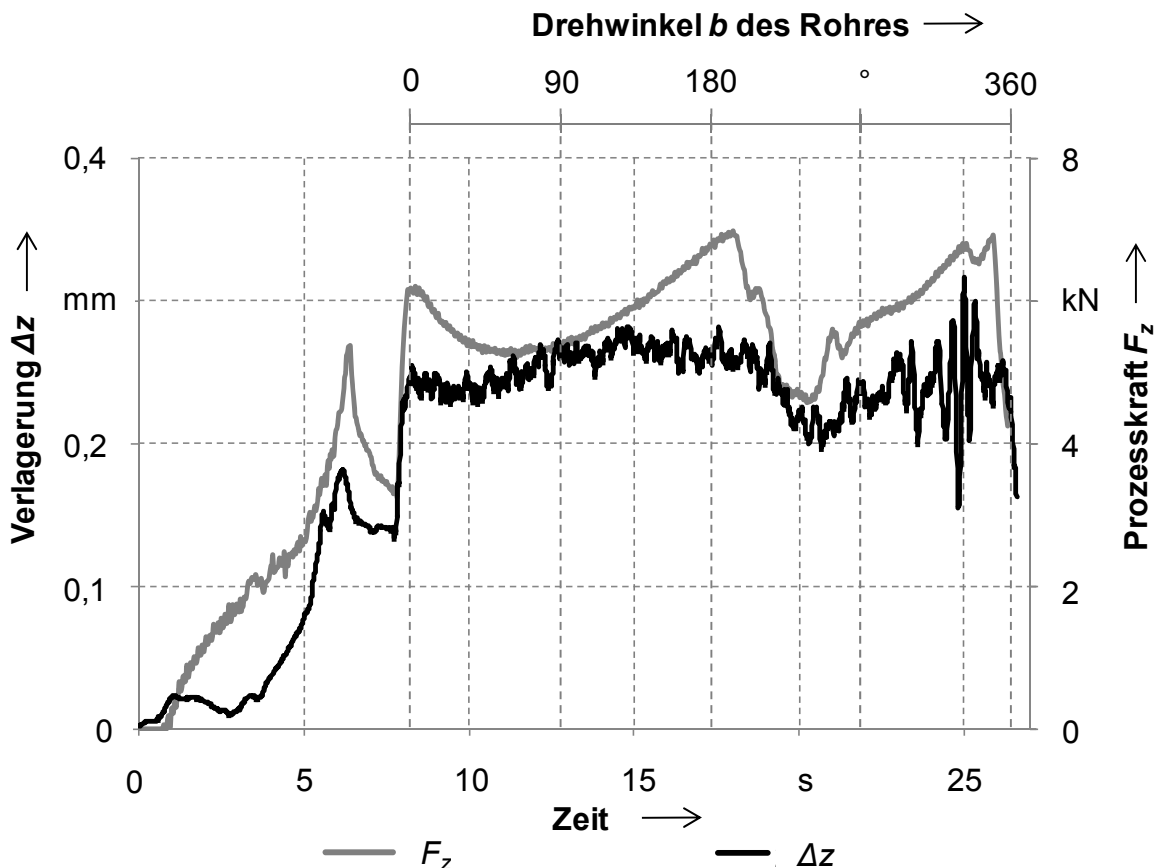


Abbildung 6-20: Werkstückverlagerung und Prozesskraft während des Schweißens von EN AW-5754 ($n = 1500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, $E_{LM} = 0,15 \text{ mm}$, $L_V = 3,01 \text{ mm}$, $d_R = 60 \text{ mm}$, Heller MCH250)

Eine Übertragung des Modells auf einen weiteren Werkstoff in gleicher Qualität ist nur bedingt möglich. Die berechneten Positionsparameter führen zwar zu guten Schweißnahtergebnissen und die auftretenden Abweichungen können mit den Prozess-Struktur-Wechselwirkungen erklärt werden. Quantitativ hingegen lässt sich die reale Nahtüberhöhung h_{real} nicht mit Formel 6-15 beschreiben.

6.6 Bewertung des geometrischen Modells

Neben den Prozessparametern, wie zum Beispiel der Drehzahl n und der Schweißgeschwindigkeit v_S , sind gerade die Positionsparameter sehr entscheidend für eine hochwertige Schweißnaht. Für das FSW an gekrümmten Oberflächen bzw. in diesem Fall für Rohre müssen die Positionsparameter, nämlich die Eintauchtiefe E_t und der seitlicher Versatz L_V angepasst werden. Mit Hilfe der erläuterten Modellbildung können diese beiden Parameter alleine aufgrund der Werkzeug- und Werkstückabmessungen eindeutig bestimmt werden. Diese beiden Parameter führen zu einer Schweißnaht ohne Defekte mit einer minimalen Nahtüberhöhung. Bei einer Nahtüberhöhung kommt es zu einer leicht gekrümmten Schweißnaht, was am Rand der Schweißnaht eine geringe Einschnürung und somit eine festigkeitsreduzierende Querschnittsverjüngung zur Folge hat. Durch die beiden Positionsparameter, die durch das Modell bestimmt werden können, kann die theoretische Nahtüberhöhung bis auf den Wert der Eintauchtiefe E_t reduziert werden. Die dabei aber real auftretenden Nahtüberhöhungen weichen vom minimalen Wert ab. Diese Abweichungen konnten durch weitere Messungen auf Effekte der Prozess-Struktur-Wechselwirkung zurückgeführt werden. Eine Erweiterung des Modells um diese Effekte würde das Modell enorm vergrößern und die Komplexität erheblich steigern. Dazu wäre es notwendig, die Systemgrenze der Modellierung zu erweitern. Die Werkzeuglängung Δl_{WZ} kann nur berechnet werden, wenn auch das Werkzeug und die Werkzeugaufnahme betrachtet werden. Des Weiteren muss ein Prozessmodell hinterlegt werden, das den Wärmeeintrag in das Werkzeug nachbildet. Für die Modellierung der Werkstückverlagerung Δz müsste die Systemgrenze zusätzlich erweitert werden. Um Δz berechnen zu können, ist es notwendig, den Kraftfluss über das Werkzeug, die Werkstücke, die Spannvorrichtung und durch die komplette Anlage darzustellen. Außerdem würde ein Prozessmodell zur Vorhersage der Prozesskräfte in Abhängigkeit diverser Parameter benötigt werden. Mit diesen Erweiterungen könnten zwar die Ergebnisse verbessert werden, der Aufwand wäre aber enorm hoch. Das vorgestellte, geometrische Modell ist eine Basis, mit der allein aufgrund der Abmessungen des Werkstückes (d_R) und des Werkzeuges (d_S, d_P, l_P) die Positionsparameter zur Erzielung einer fehlerfreien Schweißnaht effizient generiert werden können. Aus diesem Grund empfiehlt sich eine Erweiterung des Modells nur bedingt.

Im nächsten Lösungsbaustein, der Betrachtung des Wärmehaushaltes, bildet diese Modellierung die Grundlage für die Positionierung des Werkzeuges relativ zum Werkstück. Das bedeutet, dass bei allen weiteren Schweißversuchen die gemäß Kapitel 6 berechneten Parameter E_t und L_V verwendet werden.

7 Wärmehaushalt

7.1 Vorgehen zur gezielten Anpassung des Wärmehaushaltes

Wie im Abschnitt 4.3 ausführlich beschrieben, ist die Temperatur in der Prozesszone sehr entscheidend für die entstehende Nahtqualität beim FSW. Im Vergleich zu ebenen Werkstücken, die auf einer massiven Stahlunterlage aufgespannt werden, verändert sich der Wärmestrom bei Rohren aufgrund des relativ kleinen Kerns im Inneren erheblich (Abschnitt 3.3). Deswegen wird in diesem Lösungsbaustein eine Methode entwickelt, mit der der Wärmehaushalt durch Parametervariation während des Schweißens spezifisch angepasst werden kann.

Dazu war es grundlegend notwendig, die Temperatur in der Prozesszone erfassen zu können. Durch den direkten Kontakt des Werkzeuges mit der Werkstückoberfläche besteht keine Zugänglichkeit zur Prozesszone. Deswegen wurde ein Messsystem aufgebaut, das die Temperatur an den direkt angrenzenden Bereichen zu bestimmen erlaubt: am Werkstück neben der Schweißnaht und im rotierenden Werkzeug. Aufbauend auf diese Messergebnisse (Abschnitt 7.4) und die vorhandenen Modellierungsansätze (Abschnitt 4.3) wurde für das Werkstück ein FE-Modell aufgebaut (Abschnitt 7.5). Im Modell wurde der durch das FSW bedingte Wärmeeintrag modelliert und die Temperaturfelder während des Schweißprozesses berechnet. Mit diesem Simulationsmodell konnte durch Variation der Drehzahl des Werkzeuges die Temperatur neben der Prozesszone am Werkstück gezielt eingestellt werden. Als Abschluss wird dazu ein Beispiel mit dem simulierten und dem experimentell bestimmten Temperaturverlauf vorgestellt.

7.2 Methoden der Temperaturmessung

7.2.1 Prinzipieller Versuchsaufbau zur Temperaturmessung

Beim FSW handelt es sich um einen Schweißvorgang ohne Übergang von der festen in die flüssige Phase, d. h. der Werkstoff verbleibt im festen Aggregatzustand. Für die Erzeugung hochwertiger Schweißnähte sind insbesondere die Temperaturen in der Prozesszone verantwortlich. Führen falsch gewählte Prozessparameter zu zu hohen oder zu niedrigen Temperaturen in der Fügezone, so treten unterschiedliche Schweißnahtfehler auf, die die Nahtfestigkeit erheblich reduzieren können (LOHWASSER 2001, S. 246).

Um den Wärmehaushalt beim FSW durch eine Temperaturmessung überwachen zu können, ist eine Möglichkeit, die Temperatur an der Oberfläche des zu schweißenden Werkstückes zu messen. Dazu können entweder Thermoelemente an der Werkstückoberfläche eingesetzt oder es kann eine berührungslose Messung, beispielsweise mit einer Thermografiekamera, durchgeführt werden. Eine weitere Möglichkeit bietet die Temperaturmessung am Werkzeug selbst. Im Vergleich zu anderen Schweißprozessen befindet sich das FSW-Werkzeug in direktem Kontakt mit dem Werkstück und folglich stellt sich ein Wärmetransport von der Kontaktfläche in das Werkzeug ein. Durch eine werkzeugintegrierte Messung kann der Wärmehaushalt in der Prozesszone also ebenso überwacht werden. Eine Messung der Werkzeugtemperatur bringt zusätzliche Vorteile für einen Serieneinsatz. Mit dieser Messmethode ist keine Vorbereitung der Werkstücke notwendig, um die Temperaturen während des Schweißprozesses aufzuzeichnen. Durch eine gleichzeitige Beobachtung der Temperatur am Werkzeug und am Werkstück konnte somit der Wärmehaushalt an beiden Komponenten bestimmt werden. Für die Untersuchungen zur Bestimmung der auftretenden Temperaturen wurde ein Messaufbau gewählt, wie er in Abbildung 7-1 zu sehen ist.

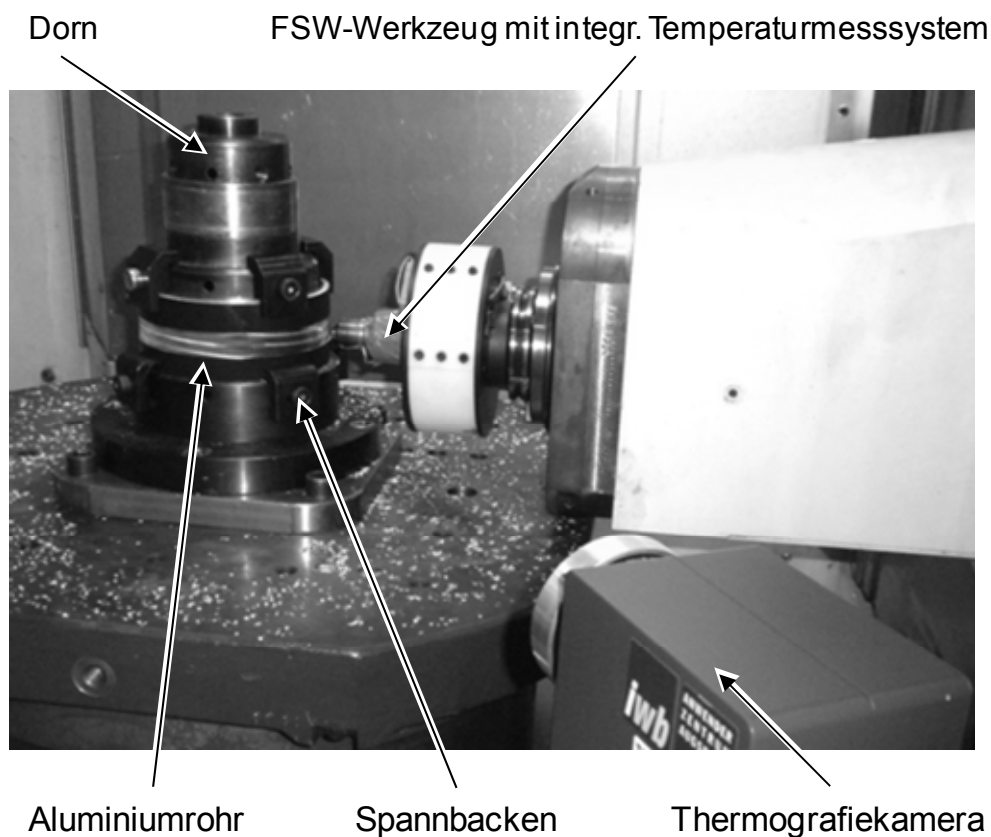


Abbildung 7-1: Messsystem zur Bestimmung der Temperatur am Werkstück und am Werkzeug

Das Werkstück (geschwärztes Aluminiumrohr) wurde mit einer Thermografiekamera während der Schweißbewegung ortsfest (bezogen auf das Werkzeug) beobachtet. Zusätzlich wurde ein Temperaturmesswerkzeug mit einem integrierten Thermolement verwendet.

7.2.2 Temperaturmessung am Werkstück mittels Thermografie

Zur Messung der Temperaturen am Werkstück wurde das gleiche Thermografie-system und dieselbe Messmethodik wie in Abschnitt 6.3.2 „Werkzeugausdehnung durch Prozesswärme“ verwendet. Für einen Abgleich der Messungen mit den Ergebnissen der FE-Simulation muss die genaue Lage des Messpunktes bekannt sein. In Abbildung 7-2 ist der Aufbau der Thermografiekamera relativ zu den Fügepartnern skizziert.

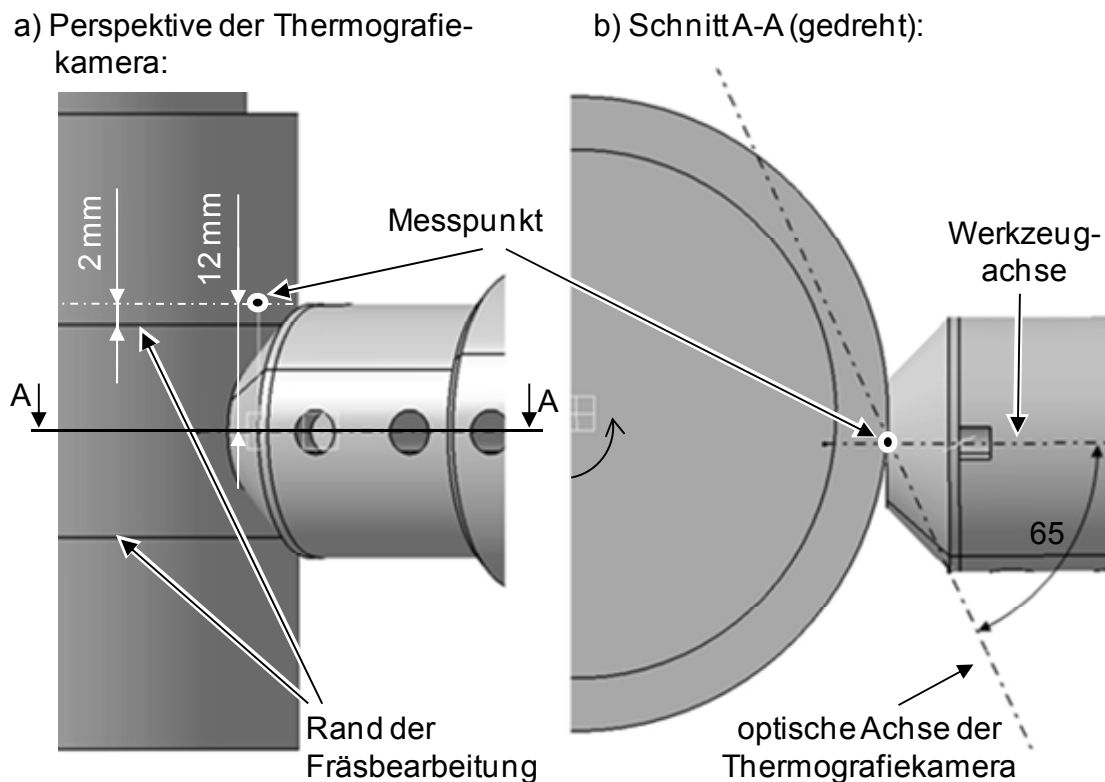


Abbildung 7-2: Bestimmung des Messpunktes für die thermografische Auswertung der Werkstücktemperatur: Perspektive aus der optischen Achse der Thermografiekamera (a) und Draufsicht auf die Schnittebene auf Höhe der Werkzeugaugfläche (b)

Wie bereits erwähnt, wurden alle Rohre vor dem Schweißprozess um 0,3 mm im Radius des Rohres abgefräst, um die Rundlaufabweichungen zu minimieren. Für die definierte Beschreibung des Emissionskoeffizienten befand sich der Messpunkt

oberhalb des abgefrästen Bereichs, so dass hier der aufgetragene Lack auch nach dem Fräsvorgang noch vorhanden war. Der Messpunkt ergab sich durch einen Abstand von 2 mm von der Fräskante und durch die optische Achse der Thermografiekamera unter 65° (Abbildung 7-2). Ein exemplarisches Messergebnis für diesen Messpunkt ist in Abbildung 7-3 (a) zu sehen. Durch die Rotation des Rohres befand sich der Messpunkt stets ortsfest zum Werkzeug. Folglich war der Punkt immer im unmittelbaren Einflussbereich des Werkzeug-Werkstück-Kontaktes.

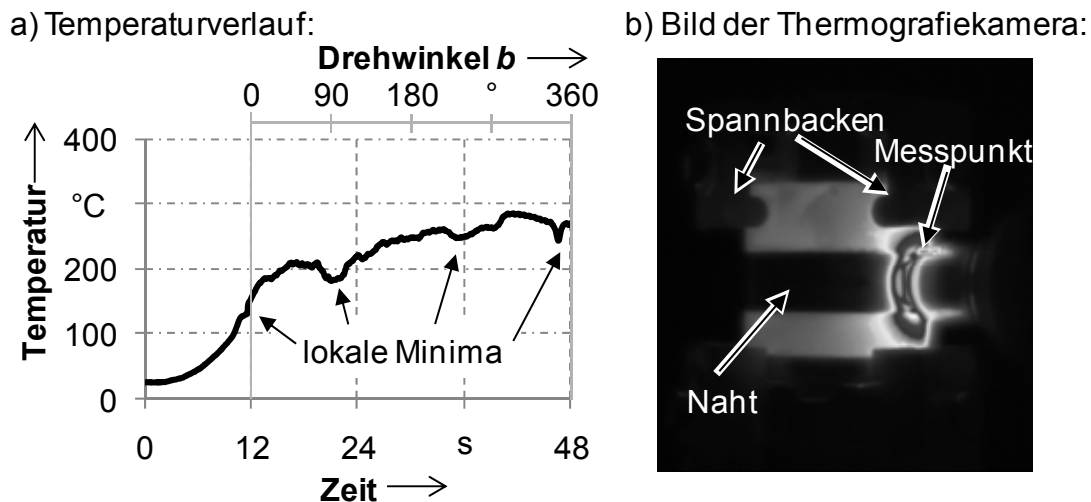


Abbildung 7-3: Verlauf der Werkstücktemperatur am Messpunkt (a) und Bild aus der Thermografiekamera (b) ($n = 2500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, $d_R = 60 \text{ mm}$, $d_S = 12 \text{ mm}$, $d_P = 3,2 \text{ mm}$, $l_P = 2,8 \text{ mm}$)

Diese Messkurve belegt, dass sich das Werkstück immer weiter aufheizt, wie bereits in Abschnitt 3.3 vorausgesagt. Die Temperatur steigt stetig an, wobei kleine lokale Minima zu erkennen sind. Diese treten bei einem Drehwinkel b auf, bei dem die Spannbacken einen minimalen Abstand zum Messpunkt besitzen (Abbildung 7-3(b)). Das heißt, die Spannbacken fungieren hier als Wärmesenken. Eine detaillierte Beschreibung der einzelnen Effekte auf die Werkstücktemperatur findet sich in Abschnitt 7.3.3.

7.2.3 Werkzeugintegrierte Temperaturmessung

Die spezielle Problematik bei dieser Messmethode ist die Rotationsbewegung des Werkzeuges, was eine Kabelverbindung unmöglich macht. Daher erfolgten die Datenübertragung per Funktechnik (Bluetooth) und die Energieversorgung über im Werkzeug integrierte Batterie. Die Grundlagen dieses Messkonzepts basierte auf unterschiedlichen Arbeiten, die bereits eine ähnliche werkzeugintegrierte Messung

mit Thermoelementen realisierten: NAGASAKA (2003), NISHIHARA & NAGASAKA (2003), RECORD ET AL. (2004), GEBHARD & ZAEH (2006).

Die Temperatur wurde über ein Thermoelement gemessen, das im Werkzeug nahe zur Schulterfläche befestigt war. Die Spannung, die am Thermoelement entsteht, wurde über einen Bluetooth-Sender vom rotierenden Werkzeug zu einem stationären Empfänger gesendet. Werkzeugintegrierte Batterien versorgten den Sender mit der notwendigen elektrischen Energie. Der Empfänger leitete die Spannungswerte an einen Messrechner weiter, der sie aufzeichnete und auswertete. Das Werkzeug und dessen Querschnitt kann der Abbildung 7-4 entnommen werden.

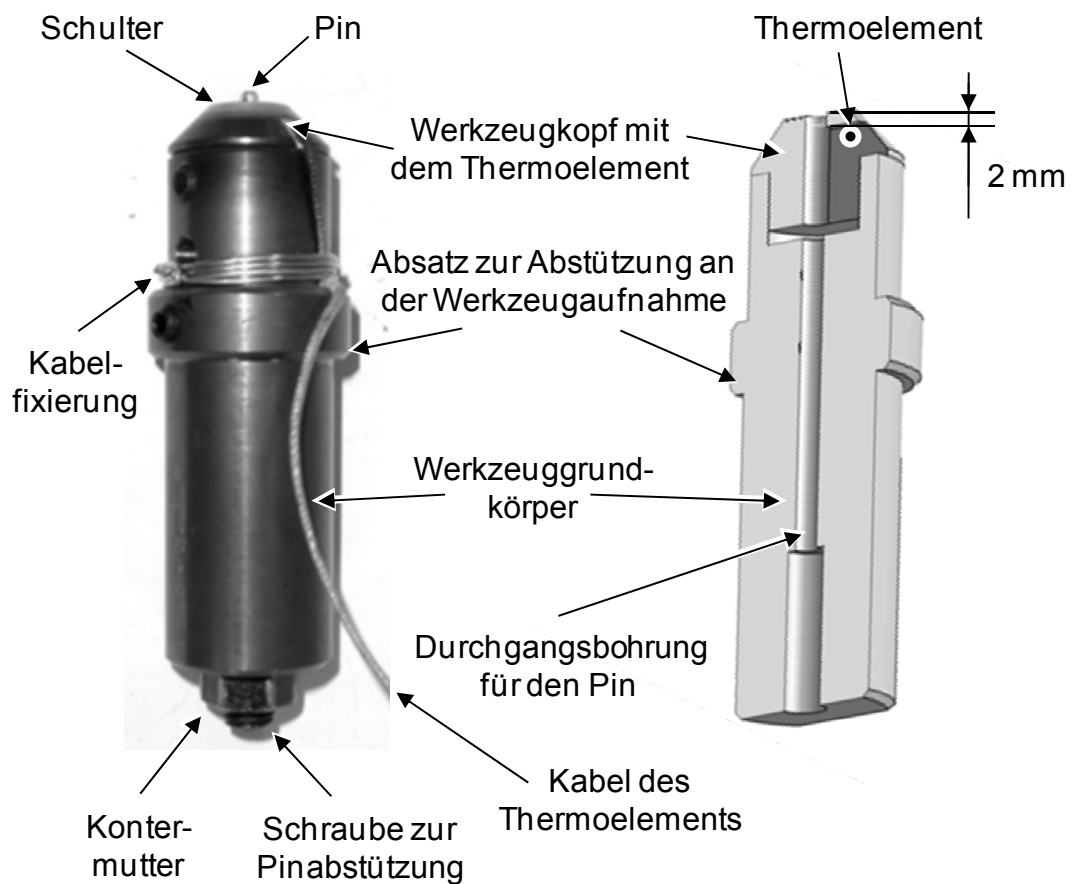


Abbildung 7-4: Foto des FSW-Werkzeuges mit integriertem Thermoelement und Querschnitt durch das CAD-Modell in der Ebene der Werkzeugachse

Das Werkzeug war zweiteilig ausgeführt: Werkzeugkopf und -grundkörper. Auf diese Weise konnte das Thermoelement präzise und möglichst nah an der Schulterfläche platziert werden. FEHRENBACHER ET AL. (2010) setzten dazu sogar eine Durchgangsbohrung ein, so dass das Thermoelement bis an das plastifizierte Material heranreicht. Allerdings besteht bei einer derartigen Ausführung die Gefahr,

das das Thermoelement wegen hoher mechanischer und thermischer Belastung verrutscht oder beschädigt wird (GERLICH ET AL. 2007). Als Kompromiss wurde in den hier beschriebenen Untersuchungen ein Werkzeugkopf verwendet, der eine Restwandstärke von 2 mm zwischen Thermoelement und Schulteroberfläche besitzt. Der Werkzeughalter sorgte für die mechanische Fixierung des Werkzeuges und beinhaltete die Elektronik für die Datenübermittlung der Signale des Thermoelements. Dazu wurde auf einen standardisierten Steilkegel nach DIN 69871-A50 ein Kunststoffgehäuse montiert, das zur Energieversorgung vier AA-Batterien und eine Platine inklusive Sender für die Datenübermittlung enthielt. Dieser komplette Aufbau war so dimensioniert, dass er über den Werkzeugwechsel der Versuchsmaschine Heller MCH250 aus dem Werkzeugmagazin in die Spindel eingesetzt werden konnte. In Abbildung 7-5(b) ist der hierzu benutzte Greifer des Werkzeugwechselsystems zu sehen. Außerdem wurde bei der Konstruktion darauf geachtet, dass die Unwucht durch eine gezielte Positionierung der Batterien möglichst gering war. Außerdem wurde das Werkzeug für eine Maximaldrehzahl von 6000 1/min ausgelegt und erfolgreich getestet. Das Thermoelement wurde über ein Kabel mit der Platine verbunden. Um die Kompatibilität mit anderen Werkzeugen zu gewährleisten, wurde die Verbindung steckbar gestaltet.

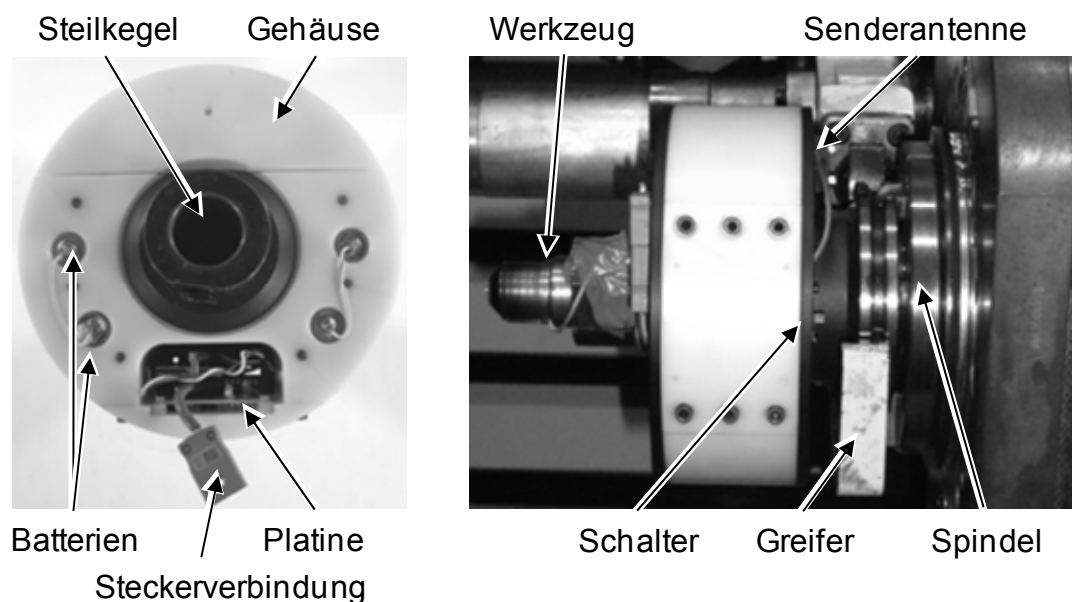


Abbildung 7-5: Werkzeughalter ohne (a) und mit eingesetztem FSW-Werkzeug (b) zur Messung der Werkzeugtemperatur

Mit diesem werkzeugintegrierten Thermoelement konnten Temperaturkurven sehr gut aufgezeichnet werden. Im folgenden Abschnitt werden unterschiedliche Messwertverläufe diskutiert, die durch dieses System erfasst werden konnten.

7.3 Ergebnisse der Temperaturmessungen

7.3.1 Versuchsplan

Die im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Messmethoden wurden bei unterschiedlichen Parametern eingesetzt, um damit die Temperaturverläufe am Werkstück und im Werkzeug zu bestimmen und somit den Wärmehaushalt beschreiben zu können. Dazu wurde ein einheitliches Werkzeug verwendet. Die Positionsparameter wurden mit dem geometrischen Modell (Kapitel 6) aus der Werkzeugkonfiguration und dem Rohrdurchmesser d_R berechnet. In den einzelnen Experimenten wurden die Drehzahl n und die Schweißgeschwindigkeit v_S bei zwei unterschiedlich großen Rohren variiert (Tabelle 7-1).

Tabelle 7-1: Übersicht über die Parametervariation zur Messung von Temperaturen am Werkstück und Werkzeug

Parameter	$d_R = 60 \text{ mm}$	$d_R = 160 \text{ mm}$
L_V in mm	3,01	4,40
E_t in mm	0,15	0,02
n in 1/min	1200 bis 3000	
v_S in mm/min	300 und 600	
d_S in mm	12	
d_P in mm	3,2	
l_P in mm	2,8	
t_W in mm	5	
Werkstoff	ENAW-6060	

Die folgenden Messungen sind ausgewählte Ergebnisse, die wichtige Effekte des Wärmehaushaltes wiedergeben. Die Messverläufe werden in der darauffolgenden Simulation auch zur Kalibrierung des Modells verwendet.

7.3.2 Temperaturmessung am Werkzeug

Abbildung 7-6 zeigt die Temperaturen am Werkzeug-Thermoelement bei unterschiedlichen Drehzahlen an einem Rohr ($d_R = 60 \text{ mm}$). Es ist zu erkennen, dass sich mit steigender Drehzahl n die Temperatur erhöht. Am Beginn entspricht der Wert

der Raumtemperatur. Beim Eintauchvorgang steigt die Temperatur an. Während der Drehbewegung des Rohres – also der eigentlichen Schweißphase – erhöht sich die Temperatur stetig. Nach Ende des Schweißvorganges kühlt das Werkzeug wieder ab. Insgesamt erreicht das Werkzeug Temperaturen bis etwa 500°C.

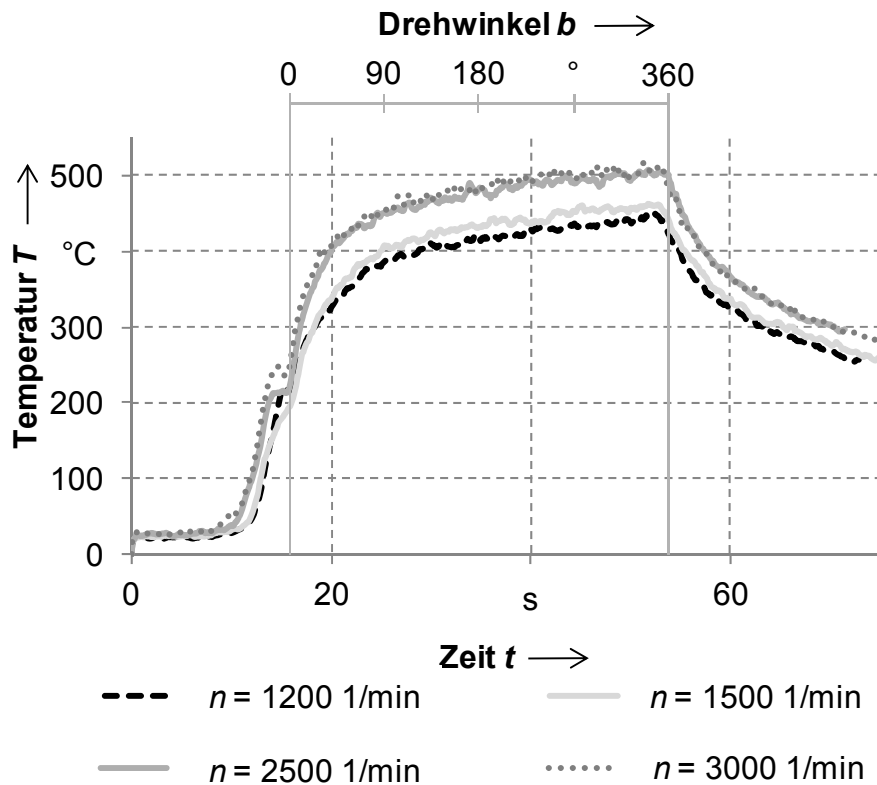


Abbildung 7-6: Messung der Temperatur im Werkzeug bei unterschiedlichen Drehzahlen ($v_S = 300$ mm/min, $d_R = 60$ mm, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1)

Verglichen mit den Ergebnissen von GEBHARD & ZAEH (2006) ist bei der Rohranwendung kein stationärer Bereich erkennbar. Wie bereits in Abschnitt 3.3 theoretisch beleuchtet, liegt dieser Unterschied in der abweichenden Spanntechnik begründet (Abbildung 3-5). Die im Vergleich zu ebenen Schweißungen geringe Masse der Spannvorrichtung verändert den Abfluss der Wärme. Die kleinere Masse wird schneller warm und somit ist das Temperaturgefälle niedriger. Damit sinkt der Wärmestrom vom Werkstück in die Spannvorrichtung und das Werkstück, die Spannvorrichtung sowie das Werkzeug heizen sich stark auf. Dieser Effekt ist für alle untersuchten Drehzahlen erkennbar.

Um den Einfluss der Schweißnahtlänge zu analysieren, wurden Versuche mit bis zu fünf Mehrfachumdrehungen des Rohres durchgeführt. Alle Parameter wurden dabei konstant gehalten; als Drehzahl n wurde 2500 1/min gewählt, da bei höheren Dreh-

zahlen Effekte in der Temperaturentwicklung deutlicher sichtbar waren. Die Messungen ergaben ein stimmiges Bild (Abbildung 7-7): die Temperaturverläufe setzen sich ausgehend von den Werten der ersten Umdrehung fort. Die Temperatur steigt leicht, aber trotzdem stetig bei bis zu fünf Umdrehungen an.

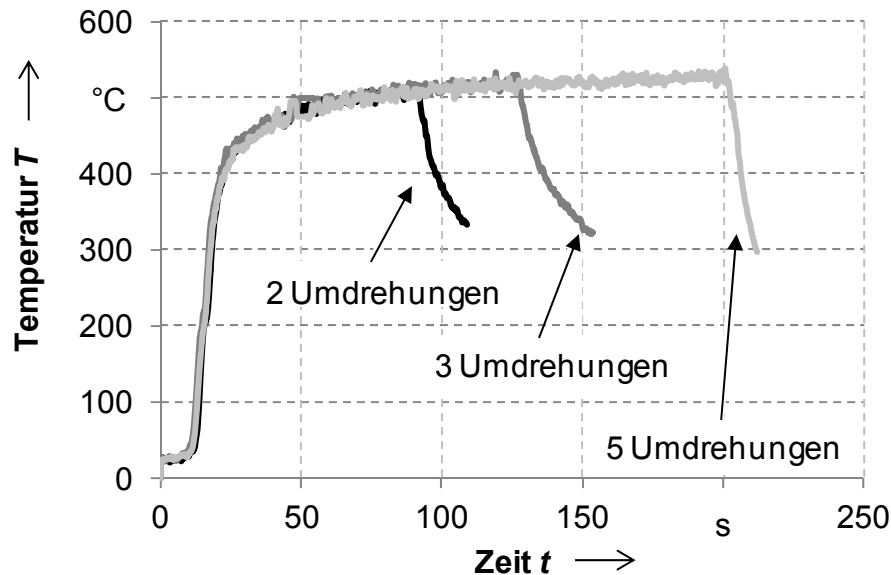


Abbildung 7-7: Messung der Temperatur im Werkzeug bei Mehrfachumdrehungen ($n = 2500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, $d_R = 60 \text{ mm}$, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1)

In Abbildung 7-8 sind vergleichend die Temperaturverläufe beim FSW von 60-mm- und von 160-mm-Rohren aufgetragen. Hierbei ist vor allem interessant, dass die Steigungen der Kurven während des Eintauchens, Verweilens und Schweißens nahezu identisch sind, obwohl die Positionsparameter sehr unterschiedlich sind (Tabelle 7-1). So betrug die Eintauchtiefe E_t beim größeren Rohr nur etwa ein Zehntel der des kleineren Rohrs, wodurch auch der Eintauchvorgang an sich schneller abgeschlossen ist. Der anschließende flachere Verlauf erklärt sich durch die größere Masse der Spannvorrichtung. Diese nimmt eine höhere Wärmemenge auf, wodurch die gemessenen Temperaturen weniger stark ansteigen.

Durch die unterschiedlichen Rohrdurchmesser ist die theoretische Kontaktfläche A_K des Werkzeuges mit dem Werkstück bei einem höheren Rohrdurchmesser größer (Abbildung 3-2). Durch die Verwendung der berechneten Positionsparameter E_t und L_V ist die Prozessführung aber so eingestellt, dass sich unter der kompletten Werkzeugschulter plastifizierter Werkstoff befindet. Dies wiederum hat zur Folge, dass, obwohl eine unterschiedliche, theoretische Kontaktfläche A_K bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern d_R entsteht, die gleiche Fläche ($\frac{\pi}{4}d_S^2$) angenommen werden kann, in der der Wärmeeintrag stattfindet. Folglich kann die analytische Beschrei-

bung der Wärmequelle unabhängig vom Rohrdurchmesser d_R erfolgen, wenn die berechneten Positionsparameter eingehalten werden. Diese Tatsache konnte bei allen Messungen beobachtet werden und ist eine wichtige Basis bei der numerischen Beschreibung des Wärmeeintrages durch das FSW-Werkzeug (Abschnitt 7.4).

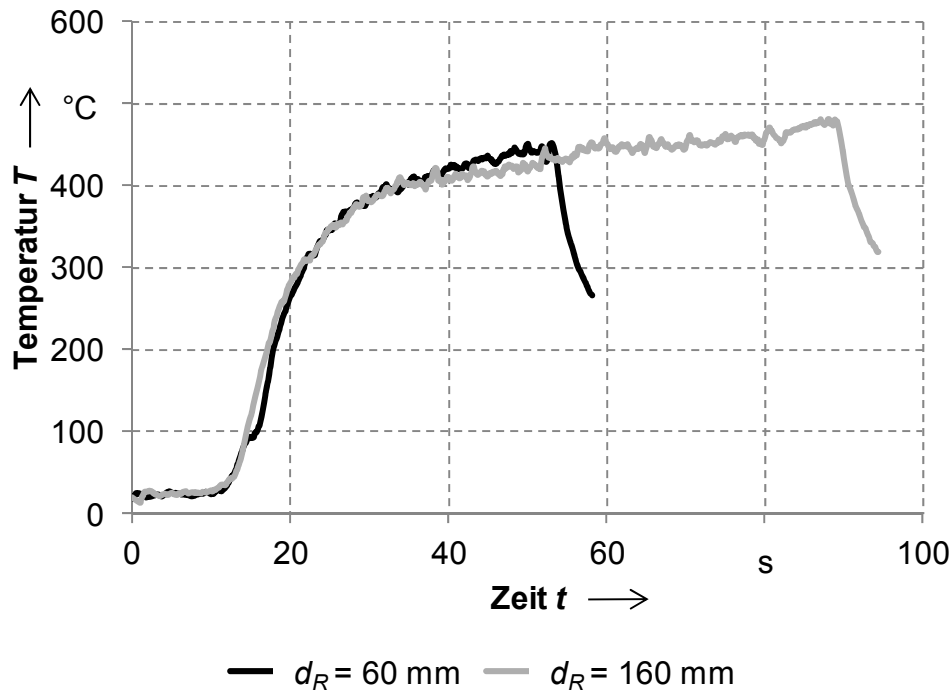


Abbildung 7-8: Messung der Temperatur im Werkzeug bei unterschiedlichen Rohrdurchmessern ($n = 2500 \text{ 1/min}$, $v_S = 300 \text{ mm/min}$, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1)

7.3.3 Temperaturmessung am Werkstück

Für die Messung der Temperatur am Werkstück wurde die im Abschnitt 7.2.2 beschriebene Thermografiekamera eingesetzt. Der Punkt der Temperaturmessung lag 12 mm oberhalb der Werkzeugmitte auf der Retreating Side (Abbildung 7-2). In Abbildung 7-9 ist neben der Temperaturmesskurve auch die Prozesskraft F_z eingezeichnet. Wie bei der Messung am Werkzeug, ist auch hier der Temperaturverlauf während der Eintauchphase von einem steilen Anstieg geprägt, der allerdings erst mit einer leichten Verzögerung zur eigentlichen Schweißphase sichtbar wird. Der Abstand des Punktes von der Prozesszone verzögert den Temperaturanstieg aufgrund der Wärmeleitung. Besonders auffällig hierbei sind geringe lokale Temperaturminima, die unabhängig vom Kraftverlauf sind. Der Grund für die Minima liegt in der Spannvorrichtung. Die Rohre wurden mit Hilfe von drei Spannelementen auf

dem Dorn fixiert. Diese Spannbacken sind Wärmesenken und beeinflussen so die Temperatur am Messpunkt.

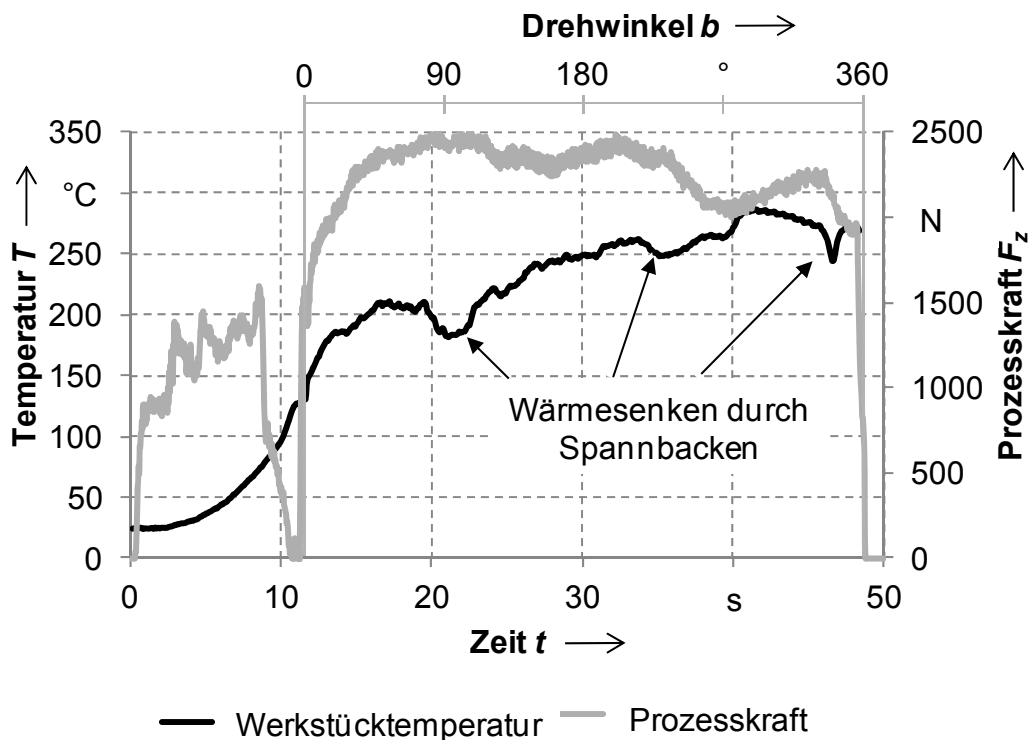


Abbildung 7-9: Messung der Prozesskraft und der Temperatur am Werkstück
($n = 2500$ 1/min, $v_S = 300$ mm/min, $d_R = 60$ mm, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1)

Ein weiterer Effekt, der in diesem Diagramm gut erkennbar ist, ist die Reduzierung der Prozesskraft F_z gegen Ende der Schweißnaht. Diese Versuche wurden positionsgeregelt ausgeführt, so dass die Eintauchtiefe E_t ein einstellbarer Parameter und die Prozesskraft F_z hingegen eine Prozessrückwirkung ist. Die sich einstellende Prozesskraft F_z hängt vor allem von der Druckfestigkeit des Werkstoffes ab. Diese wiederum nimmt prinzipiell mit steigender Temperatur ab. Eine steigende Werkstücktemperatur kann deshalb zu sinkenden Prozesskräften F_z führen. Da für eine hohe Schweißnahtqualität prinzipiell eine ausreichende Verdichtung stattfinden muss, könnte in diesem Fall eine Kraftregelung eingesetzt werden. Hierbei besteht aber immer auch die Gefahr, dass die Regelung die Eintauchtiefe bei abfallender Kraft erhöht und dabei die Pinspitze in Kontakt mit der Spannvorrichtung gerät. Dies kann zu Fehlern in der Schweißnaht oder zu einer irreparablen Schädigung der Spannvorrichtung führen. Als Abhilfe kann aber in der Kraftregelung die Eintauchtiefe durch die Definition von Grenzwerten beschränkt werden.

Wie bei der Messung der Temperatur im Werkzeug wurde auch am Werkstück der Einfluss unterschiedlicher Drehzahlen auf die Messergebnisse betrachtet (Abbildung 7-10). Hierbei ist die vorherige Messung und die Temperaturentwicklung bei einer Drehzahl n von 2000 1/min zu sehen. Es ist zu erkennen, dass eine Reduzierung der Drehzahl zu geringeren Temperaturen führt. Sowohl die maximale Temperatur als auch der Anstieg der Kurve sind bei einer kleineren Drehzahl geringer.

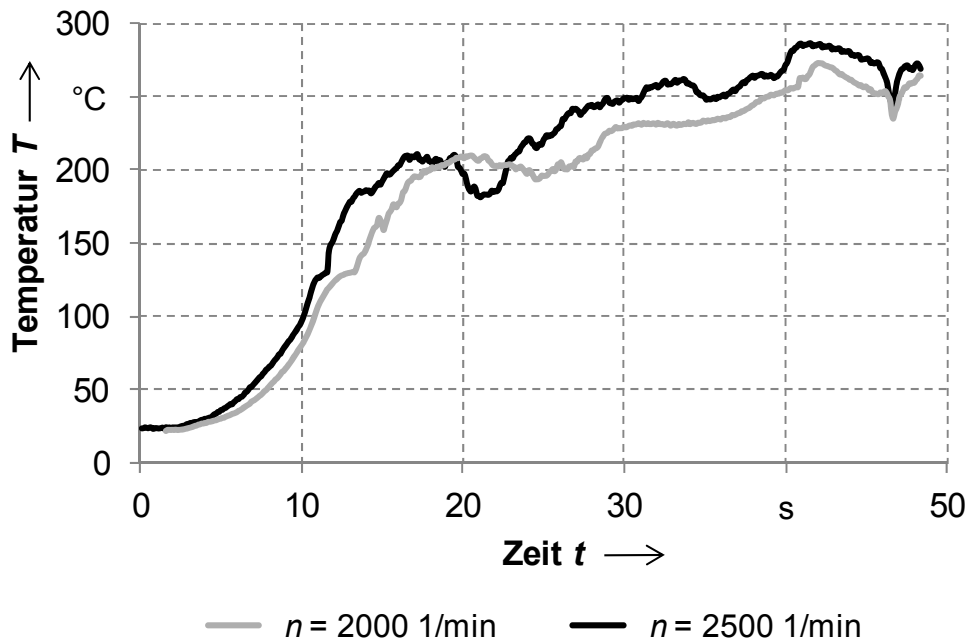


Abbildung 7-10: Messung der Temperatur am Werkstück bei unterschiedlichen Drehzahlen ($v_S = 300$ mm/min, $d_R = 60$ mm, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1)

7.3.4 Fazit aus den Temperaturmessungen

Aus den Messungen der Temperatur an Werkzeug und Werkstück konnten folgende Erkenntnisse abgeleitet werden:

- In Abschnitt 3.3 wurde bereits anhand der Masse der Spannvorrichtung abgeschätzt, dass beim Schweißen einer Orbitalnaht an Rohren der Wärmeabfluss geringer ist als bei ebenen Fügepartnern, wodurch es zu einem Aufheizen des Werkstückes kommt. Dieses Aufheizen konnte in den Messungen experimentell bestätigt werden.
- Aus den Messungen mit unterschiedlichen Drehzahlen ist ersichtlich, dass sowohl die Temperatur im Werkzeug als auch im Werkstück bei Erhöhung

der Drehzahl steigt. Damit ist die Drehzahl einer der bestimmenden Faktoren in der analytischen Beschreibung des Wärmeeintrages.

- Die Wärmegenerierung ist unabhängig vom Rohrdurchmesser d_R . Aus den Werkzeugabmessungen und dem Rohrdurchmesser d_R werden mit dem geometrischen Modell aus Kapitel 6 die Positionsparameter (E_t und L_V) berechnet. Bei der so vorgegebenen Werkzeugführung füllt sich die Werkzeugschulter komplett mit plastifiziertem Werkstoff und der Wärmeeintrag findet auf der gesamten Werkzeugfläche unabhängig vom Rohrdurchmesser d_R statt. Folglich hat der Rohrdurchmesser einen Einfluss auf die Positionsparameter, aber nicht auf den Wärmeeintrag.

Diese drei Annahmen werden im Folgenden beim Aufbau eines Simulationsmodells des Wärmehaushaltes berücksichtigt.

7.4 Simulation des Wärmehaushaltes

7.4.1 Aufbau des FE-Modells

Durch den Aufbau eines FE-Modells wurde der Wärmeeintrag durch den Schweißprozess in das Werkstück simuliert. Ziel ist es, mit Hilfe der Simulation die Prozessparameter, beispielsweise die Drehzahl des Werkzeuges, gezielt ändern zu können. Damit soll es ermöglicht werden, dem Aufheizen des Rohres entgegen zu wirken.

Das Bauteil und die Spannvorrichtung wurden im Softwaresystem HyperMesh© modelliert (Abbildung 7-11). Dabei wurde im Hinblick auf ein optimales Berechnungsergebnis auf eine automatische Netzgenerierung verzichtet und zur Steigerung der Genauigkeit der Ergebnisse wurde das FE-Netz manuell erstellt. Somit konnte speziell darauf geachtet werden, dass Knotenpunkte an definierten Positionen liegen, die für den experimentellen Abgleich von hoher Relevanz sind. Außerdem wurden ausschließlich Hexaeder-Elemente angewandt. Sie sind die klassische Vernetzungsart in der Schweißtechnik und liefern die besten Ergebnisse (AUER 2004, S. 58).

Um die Rechenzeit sinnvoll zu reduzieren, wurden nur die wesentlichen Komponenten der Spannvorrichtung modelliert. Obwohl die Spannbacken einen Einfluss auf die Temperatur am Messpunkt besitzen (Abbildung 7-9), haben sie aufgrund des Abstandes zur Prozesszone nur geringe Auswirkungen auf das Temperaturfeld

unmittelbar im Schweißbereich. Deswegen wurden die Spannbacken nicht im FE-Modell berücksichtigt. Ebenso endet im Modell der Spanndorn 20 mm unterhalb der zu schweißenden Rohre. Abbildung 7-11 zeigt das vernetzte Modell der beiden Rohre ($d_R = 60$ mm), der Badstütze und des Spanndorns. Das Modell ist aus Hexaeder-Elementen mit einer Kantenlänge ausgehend von 1 mm aufgebaut. Durch die runde Form der Werkstücke ist die Kantenlänge nicht konstant und sie nimmt mit zunehmendem Abstand von der Drehachse zu, was zu einer fächerartigen Struktur führte. Im Schweißnahtbereich wurde die Kantenlänge für eine Netzverfeinerung halbiert.

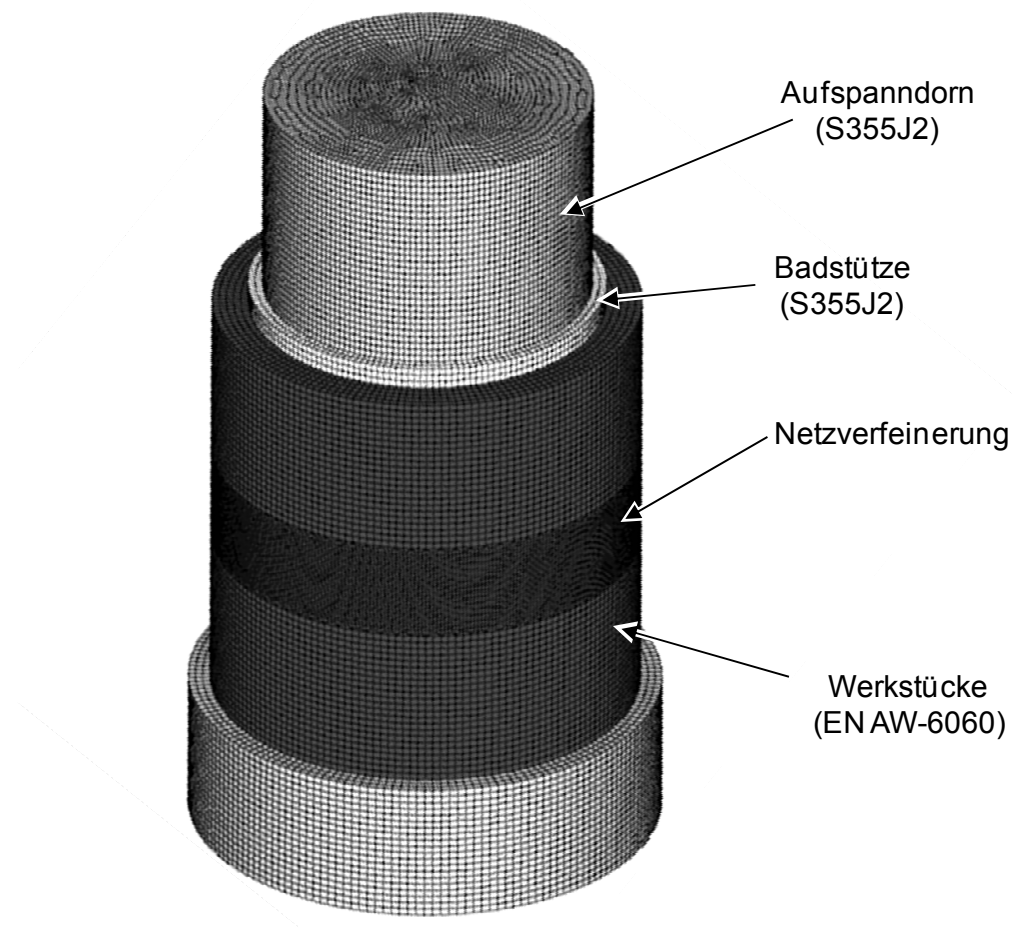


Abbildung 7-11: FE-Modell eines Rohres inklusive der Spannvorrichtung zur Simulation der Werkstücktemperatur während des FSW-Prozesses

Neben der Netzgenerierung mussten dem Modell die entsprechenden Werkstoffdaten zugewiesen werden. Das Werkstück bestand aus der Aluminiumlegierung EN AW-6060, die Spannvorrichtung aus dem unlegierten Stahl S355J2. Deren Werkstoffdaten sind im Anhang B zusammengefasst. Außerdem war die Definition von Randbedingungen für die Simulation zwingend notwendig. So war der Wärmeübergang von der Oberfläche zur Umgebung zu bestimmen. Für den konvektiven

Wärmeaustausch mit der Umgebung wurde dabei der konvektive, temperaturabhängige Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_a(T)$ verwendet. Dieser ist nach VDI (2006, S. Eb1) materialunabhängig und kann daher für alle Oberflächen, die Wärme an eine ruhende Umgebung abgeben, mit folgender Näherung berechnet werden:

$$\alpha_a = 8 \frac{W}{m^2 K} + 0,04 \frac{W}{m^2 K^2} (T - T_\infty) \quad \text{Formel 7-1}$$

T gibt dabei die Temperatur an der Werkstückoberfläche an und T_∞ ist die Umgebungstemperatur. Der Wärmeaustausch durch Strahlung wurde durch eine Standarddefinition des Emissionskoeffizienten ϵ beschrieben. Für den Übergang des Werkstückes zur Hülse und zur Spannvorrichtung wurde angenommen, dass kein Luftspalt herrscht. Somit ist ein verlustfreier Übergang ohne Konvektion oder Strahlung gewährleistet, lediglich der Wärmeleitungskoeffizient λ ändert sich hier sprunghaft.

7.4.2 Simulation des Temperaturfeldes am Werkstück

Die Prozesswärme beim FSW wird an der Schnittstelle zwischen Werkzeug und Werkstück erzeugt. Dieser Wärmeeintrag wurde in einer analytischen Beschreibungsform in das vorher beschriebene FE-Modell integriert. Die Basis dazu sind die Ansätze und Ergebnisse von CHAO (1999), die auf der Coulomb'schen Reibung aufbauen (Abschnitt 4.3). Formel 7-2 beschreibt mathematisch die Wärmestromdichte \dot{q} in Abhängigkeit der Werkzeugkonfiguration (r_S, r_P), der Prozessparameter (F_z, n) und des Reibbeiwertes (μ):

$$\dot{q}(r) = \frac{F_z \mu}{\pi(r_S^2 - r_P^2)} \frac{2\pi n}{60} r \quad \text{Formel 7-2}$$

Durch die direkte Proportionalität nimmt die Wärmestromdichte \dot{q} mit der radialen Koordinate r bei zunehmendem Abstand vom TCP des Werkzeuges linear zu. Folglich ergibt sich eine ringförmige Oberflächenwärmequelle, die in Abbildung 7-12 im Schnitt dargestellt ist. Durch die untere Grenze bei r gleich r_P bleibt die Wärmegenerierung des Werkzeugpins komplett unberücksichtigt. Die Deformationswärme, die durch Scherung des Materials aufgrund des Werkstoffflusses beim FSW stattfindet, wird bei beiden Modellen vernachlässigt. Die Kraft F_z wurde bei den verwendeten Parametern experimentell bestimmt. Dabei wurden die Werte aus dem Kraftverlauf während der Vorschubphase gemittelt.

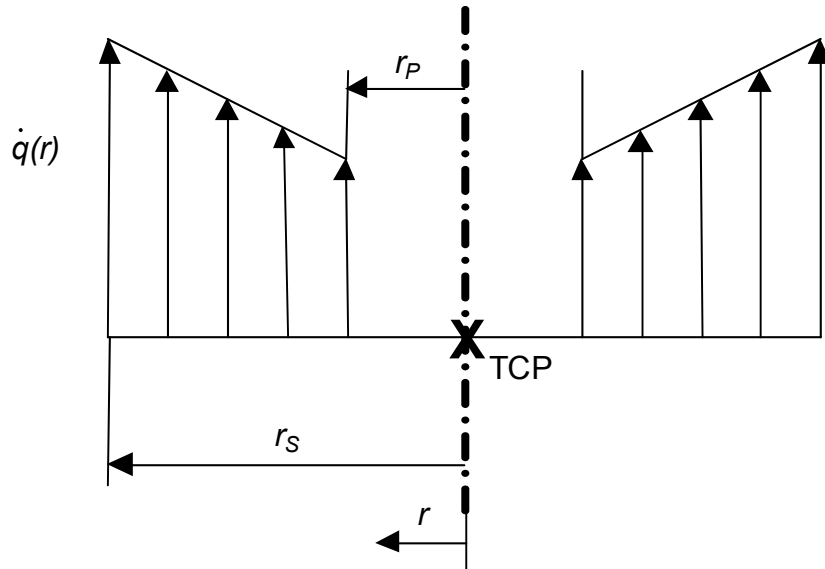


Abbildung 7-12: Oberflächenwärmequelle mit dem Verlauf der Wärmestromdichte (nach CHAO 1999)

Die Simulation wurde für Rohre mit einem Durchmesser d_R von 60 mm aus dem Werkstoff EN AW-6060 durchgeführt. Am Beginn der Schweißnaht verweilte die Wärmequelle entsprechend der im Prozess eingestellten Verweildauer (2 Sekunden) an der Ausgangsstelle. Die Wärmequelle unterschied sich dabei nicht von der während der Vorschubbewegung. Nach dem Verweilen wurde die Quelle mit der Schweißgeschwindigkeit v_S auf einer Kreisbahn um das Rohr bewegt. Die Zeitschritte betragen in der Simulation in der Verweilphase $\Delta t_{\text{Verweilen}}$ von 1,5 s und während des Schweißens $\Delta t_{\text{Schweissen}}$ von 2,5 s.

Für die Simulation war eine komplette Parametrierung der Wärmequelle notwendig. Die Parameter sind in Tabelle 7-2 zusammengestellt. Die Prozesskraft F_z wurde in einem Schweißversuch mit den entsprechenden Parametern vorab ermittelt. Die Positionierung des Werkzeuges erfolgte anhand der Modellbildung aus Kapitel 6 und damit ergab sich der seitliche Versatz L_V , mit dem die Wärmequelle zum Werkstück ausgerichtet wurde. Die Eintauchtiefe E_t ist für die Wärmequelle nicht zu berücksichtigen, da alle Knoten an der Oberfläche, die sich im Bereich des Werkzeuges befinden, mit der entsprechenden Wärmemenge beaufschlagt werden.

Die Bestimmung des Reibkoeffizienten stellte sich als problematisch heraus. Gerade für die Bedingungen, die während des FSW-Prozesses herrschen, gestaltete sich die Kennwertermittlung als sehr schwierig. Existierende Tabellen geben meist nur Aufschluss über Reibkoeffizienten unterschiedlicher metallischer Paarungen bei Raumtemperatur. Beim FSW hingegen ist gerade der Aluminium-Fügepartner lokal in Relation zu seinem Schmelzpunkt stark erhitzt, da sich unter der Werkzeug-

schulter plastifizierter Werkstoff befindet. FRIGAARD ET AL. (2001) beispielsweise erkannten, dass der Reibkoeffizient zwischen 0,25 und 0,5 liegen muss und definierten ihn dann zu 0,5. ST. GEORGES ET AL. (2006) verwendeten den Wert 0,4, während ASSIDI ET AL. (2010) wiederum einen Wert von 0,3 als geeignet ansahen. Da diese Fragestellung aber nicht nur auf den FSW-Prozess beschränkt ist, wurde die Suche nach weiteren Fertigungsverfahren ausgedehnt, die unter ähnlichen Bedingungen den Reibwert der Aluminium-Stahl-Paarung für die Berechnung benötigen. Beim Strangpressen von Aluminium herrschen ähnliche Werkstoffzustände: auch hier tritt Reibung zwischen erhitztem, plastifiziertem Aluminium (Strang) und Stahl (Stempel, Rezipient) auf. LORENZ & KÖHLER (2000) simulierten diesen Prozess mit einem temperaturabhängigen Reibkoeffizienten von 0,2 bis 0,85. SONG & KOVACEVIC (2003) beklagen deswegen auch, dass es keine allgemeingültigen Aussagen über einen Reibkoeffizienten bei erhöhten Temperaturen bei FSW gibt. Deswegen wurden für den Aufbau der Simulation eigene Variationen durchgerechnet und dabei erwies sich im Abgleich mit den in Abschnitt 7.3 diskutierten Messwerten ein konstanter Reibwert μ von 0,6 als geeignet.

Tabelle 7-2: Parameter der Wärmequelle zur Simulation der Temperaturfelder am Werkstück

Parameter	Einheit	Wert
F_z	N	2300
n	1/min	2500
r_P	mm	1,75
r_S	mm	6
$\Delta t_{\text{Verweilen}}$	s	1,5
$\Delta t_{\text{Schweissen}}$	s	2,5
v_S	mm/min	300
L_V	mm	3,01
ε	-	0,8
μ	-	0,6

Da damit alle Parameter definiert waren, konnte die Wärmestromdichte an den Grenzen berechnet werden. An der Schulterkante ergab sich somit eine Wärmestromdichte $\dot{q}(r_S)$ von 6 W/m^2 und am Übergang vom Pin zur Schulter $\dot{q}(r_P)$ von

$1,75 \text{ W/m}^2$. Daran wird der Einfluss des Abstandes vom Mittelpunkt des Werkzeuges auf die Wärmestromdichte sehr deutlich.

Bei der Durchführung der Werkstücksimulation in der Software *Sysweld*© der *ESI-Group* konnte der Temperaturverlauf am Beobachtungspunkt (Abbildung 7-2) berechnet werden. In Abbildung 7-13 sind die berechneten und gemessenen Temperaturen im Vergleich zu sehen. Der spätere und steilere Anstieg der Simulationskurve ist darin begründet, dass die Eintauchphase nicht berücksichtigt wurde. Ab dem Zeitpunkt 9 s ist sowohl in der Simulation als auch im realen Prozess die gesamte Schulter im Eingriff am Werkstück, wodurch ein starker Temperaturanstieg ausgelöst wird. Ab 10,5 s beginnt mit Einsetzen der Vorschubbewegung die eigentliche Schweißphase. Hier ist eine gute Übereinstimmung der Werte erkennbar. Die kleinen, lokalen Minima in der Messung (Abschnitt 7.3.3) konnte die Simulation nicht berechnen, da die Spannbacken im FE-Modell nicht berücksichtigt wurden.

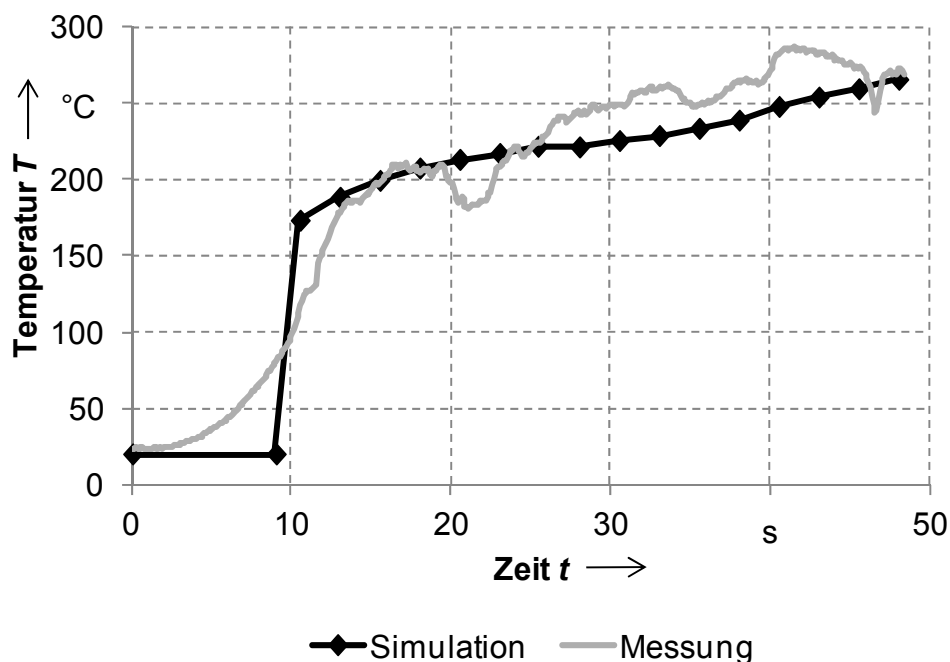


Abbildung 7-13: Vergleich der Simulation und des Experiments bei der Werkstücksimulation ($v_S = 300 \text{ mm/min}$, $n = 2500 \text{ 1/min}$, $d_R = 60 \text{ mm}$, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1 und 7-2)

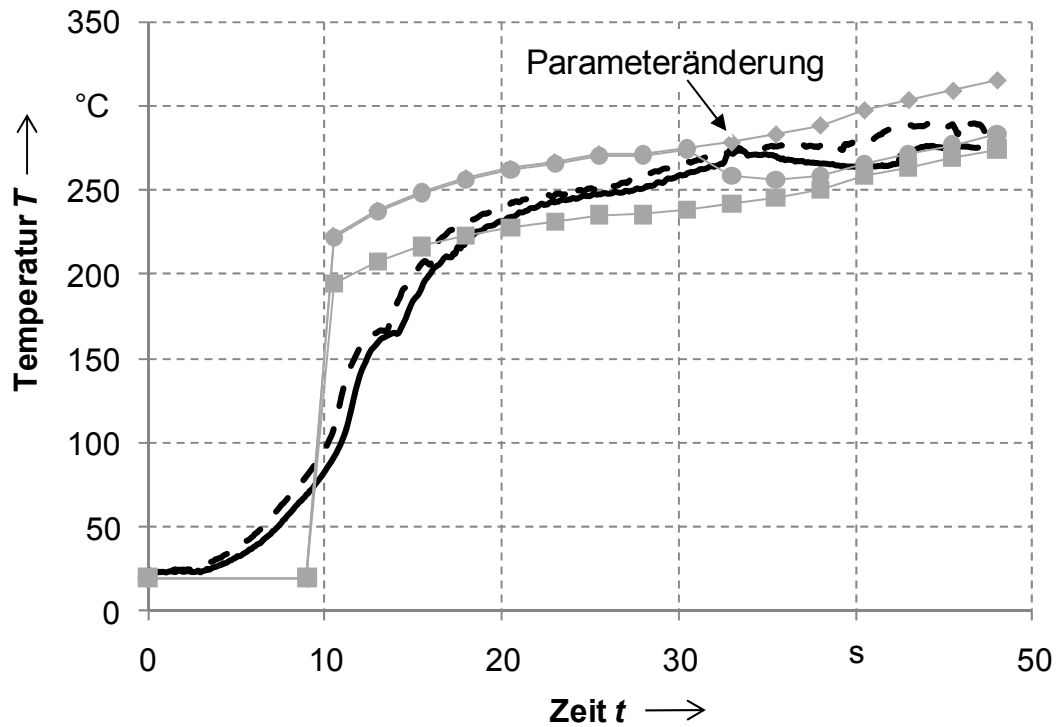
Dieses Ergebnis ist stellvertretend für weitere Abgleiche zwischen Messungen und Simulationen. Auch dort konnten mit dem relativ einfachen Modell basierend auf CHAO (1999) und einem konstanten Reibkoeffizienten μ von 0,6 sehr gute Ergebnisse erzielt werden.

Das Ziel des Simulationsmodells war es, bei komplexen Bauteilen die Prozessparameter gezielt anpassen zu können. Bei Rohren tritt beispielsweise eine stetige Erwärmung des Werkstückes auf. Wird ein Werkstoff mit einem sehr kleinen Prozessparameterfenster verwendet, so kann es zu überhitzten Bereichen in der Schweißnaht kommen, in denen die Nahtqualität reduziert ist. Deswegen ist es notwendig, dass die Simulationsmodelle durch die Parameter des Prozesses und auch der verwendeten Werkzeuge beschrieben werden. Mit Hilfe des vorgestellten Wärmequellenmodells, das grundlegend auf CHAO (1999) basiert, konnte der Zusammenhang zwischen dem Wärmeeintrag und den verwendeten Parametern gezeigt werden. Somit sind die Grundlagen geschaffen, ausgehend von der Bauteilgeometrie (CAD-Modell), die Wärmegenerierung geometriespezifisch anzupassen.

7.5 Manipulation des Wärmehaushaltes

In den vorherigen Abschnitten wurde ausführlich beschrieben, wie mit Hilfe der Simulation der Wärmeeintrag berechnet werden kann. Dies stellt die Grundlage dar, um im Anwendungsfall die Wärmemenge während des Schweißvorgangs gezielt ändern zu können. Tritt beispielsweise eine bauteilbedingte Vorerwärmung ein, so ist es hilfreich, wenn durch Anpassung der Prozessparameter die Wärmemenge reduziert werden kann. Dies kann entweder über eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit v_s oder durch eine Reduzierung der Drehzahl n erfolgen. Durch eine solche Anpassung kann die Wärmestromdichte während des Prozesses, also inline, gezielt verändert werden.

In einem weiteren Experiment wurde diese Tatsache hinsichtlich der Machbarkeit überprüft. Dabei wurde ein Rohr ($d_R = 60$ mm) bei einer relativ hohen Drehzahl n von 2500 1/min geschweißt. In Abbildung 7-10 wird erstens deutlich, dass die Temperatur am Beobachtungspunkt am Werkstück im Laufe der Orbitalnaht immer weiter ansteigt und sich eine Vorerwärmung des Werkstückes einstellt. Zweitens ist eine Abhängigkeit der Temperatur von der Werkzeugdrehzahl klar erkennbar. Eine höhere Werkzeugdrehzahl führt zu einer höheren Temperatur am Beobachtungspunkt. Um eine weitere Erhöhung der Temperatur zu verhindern, wurde bei einem Drehwinkel b von 180° die Drehzahl n von 2500 1/min auf 2000 1/min reduziert. Die Folge dieses Sprunges bei etwa 32 s kann sowohl in der Simulation berechnet als auch im Experiment messtechnisch bestimmt werden (Abbildung 7-14). Eine Absenkung der Drehzahl führt zu einer Reduzierung der gemessenen Temperatur am Werkstück. Der gemessene Temperaturverlauf nähert sich der berechneten Kurve an.



	Experiment	Simulation
$n = 2000 \text{ 1/min (konst.)}$		—■—
$n = 2500 \text{ 1/min (konst.)}$	- -	—◆—
$n = 2500 \text{ und } 2000 \text{ 1/min}$	—	—●—

Abbildung 7-14: Gezielte Manipulation des Wärmehaushaltes durch Simulation der Werkstücktemperatur und dessen experimentellen Abgleichs ($v_S = 300 \text{ mm/min}$, $d_R = 60 \text{ mm}$, weitere Parameter gemäß Tabelle 7-1 und 7-2)

Dadurch konnte mit Hilfe der Simulation die Auswirkungen einer Anpassung der Prozessparameter auf die Temperatur am Werkstück berechnet werden. In einem industriellen Anwendungsfall können somit auf Basis der CAD-Geometrie die FE-Modelle aufgebaut werden. Mit diesen kann eine Simulation durchgeführt werden, mit der die Prozessparameter v_S und n lokal gezielt angepasst werden können.

7.6 Zusammenfassung

Aufbauend auf dem geometrischen Modell (Kapitel 6) ist es bei der Betrachtung des Wärmehaushaltes gelungen, dem Aufheizen der Rohre beim FSW entgegenzuwirken. Dazu wurden unterschiedliche Methoden der Temperaturmessung im Werkzeug und im Werkstück erarbeitet. Die damit gewonnenen Messdaten führten zu Erkenntnissen, mit denen anschließend ein Simulationsmodell der auftretenden Temperaturen während des FSW aufgebaut werden konnte. Dieses wurde mit den experimentellen Ergebnissen kalibriert. Die mathematische Beschreibung des Wärmeeintrages bei der Simulation wurde dabei in Abhängigkeit der Werkzeugkonfiguration, der Fügepartner und der Prozessparameter gestaltet. Dadurch war es möglich, in der Simulation zu berechnen, wie beispielsweise durch Anpassen der Drehzahl das Aufheizen der Fügepartner verhindert werden kann.

Neben den Lösungsbausteinen *Werkzeug-Werkstück-Positionierung* und *Wärmehaushalt* sind für das FSW von Rohren noch die *Endkraterstrategien* notwendig (Abbildung 3-8). Durch die ersten beiden Bausteine kann eine defektfreie Schweißnaht erzeugt werden, welche aber immer einen Endkrater aufweist, der bei einer Rohr-Orbitalnaht einen entscheidenden Nachteil bedeutet. Dazu werden im nächsten Kapitel Lösungsmöglichkeiten aufgezeigt.

8 Endkraterstrategien

8.1 Auswahl und Kategorisierung unterschiedlicher Strategien

Im Kapitel zum Stand der Wissenschaft und Technik (Abschnitt 4.4) wurden bereits einzelne Strategien zur Endkraterbeseitigung beschrieben. Für einen besseren Überblick ist es von Vorteil, die Strategien zu kategorisieren. Prinzipiell lassen sie sich aufgrund ihres zeitlichen Wirkens klar einordnen. Es gibt Strategien, die schon während des Prozesses eingesetzt werden, wohingegen andere erst nach dem kompletten Schweißvorgang durchgeführt werden (Abbildung 8-1). Alle grau markierten Bereiche werden später für den Anwendungsfall an einer Orbitalnaht am Rohr bewertet.

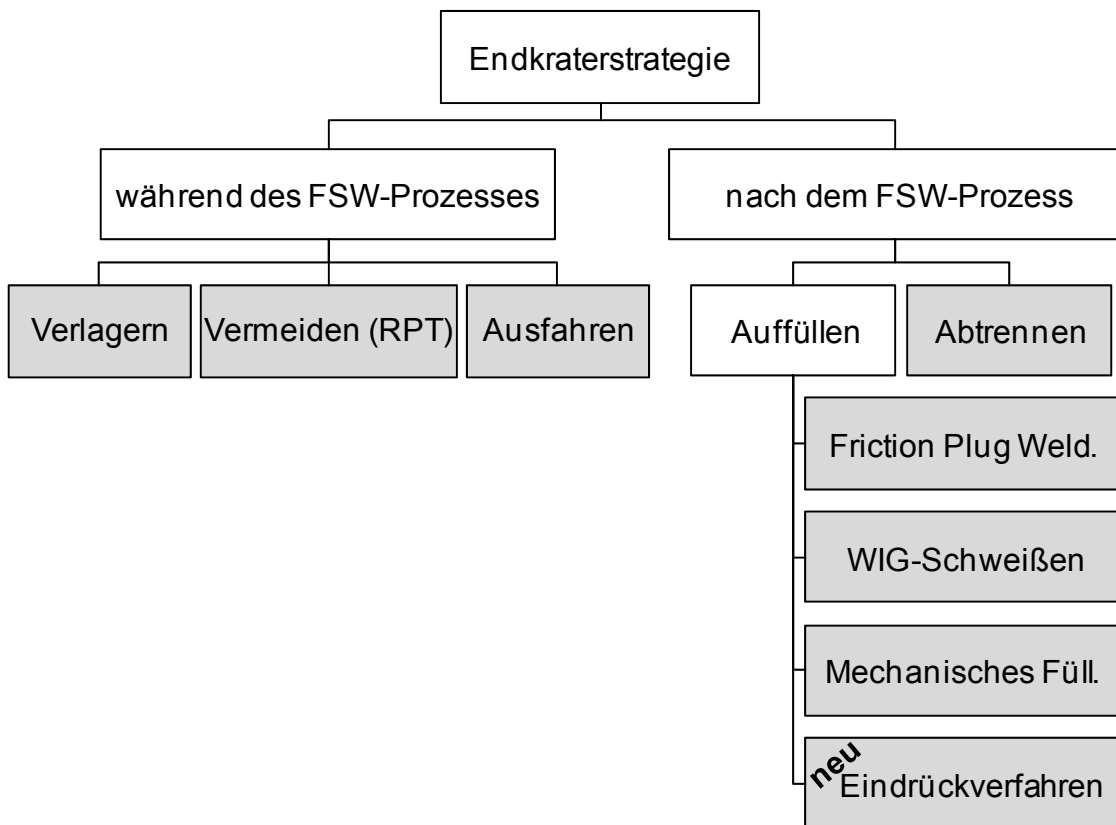


Abbildung 8-1: Übersicht über Strategien zur Endkraterbeseitigung (RPT = Retractable Pin Tool)

Eine Möglichkeit, den Endkrater während des Prozesses zu beseitigen, besteht prinzipiell durch ein *Vermeiden* des Endkraters. Dazu wird das Retractable Pin Tool (RPT) eingesetzt und der Endkrater entweder im Zuge der Schweißnaht oder am Ende der Schweißnaht durch die Verkürzung des Pins vermieden. Weitere Strate-

gien während des Schweißprozesses sind das *Verlagern* des Endkraters in einen gering belasteten bzw. unbelasteten Bereich oder auch das *Ausfahren* des Werkzeuges aus dem Werkstück. Dabei wird das Werkzeug erst nach Überschreiten der Werkstückkante zurückgezogen. Das *Ausfahren* führt aber im letzten Bereich der Schweißnaht (etwa auf Länge von d_S) zu Beschädigungen der Naht.

Nach dem Schweißprozess besteht die Möglichkeit, den entstandenen Endkrater in einem zusätzlichen Arbeitsschritt entweder aufzufüllen oder vom Werkstück abzutrennen. Das *Auffüllen* kann dabei auf unterschiedliche Arten erfolgen. Es kann beispielsweise das *Friction Plug Welding* (FPW) oder auch das traditionelle *WIG-Schweißen* zum Einsatz kommen. Des Weiteren kann das *mechanische Füllen* mittels Schrauben oder Nieten eine Lösung darstellen. Eine neue Art sind die sogenannte *Eindrückverfahren*, die im Weiteren als neuer Ansatz im Rahmen der vorliegenden Arbeit näher beleuchtet werden.

8.2 Eindrückverfahren an ebenen Werkstücken

8.2.1 Prinzip der Eindrückverfahren

Das Prinzip des Eindrückens basiert auf ähnlichen Prinzipien wie das FSW selbst. Dabei wird ein Werkzeug verwendet, das aus dem Werkstoff der Fügebauteile besteht. Es wird mit Kraft und unter Rotation auf den Endkrater gedrückt, wobei die Anpresskraft und die Drehbewegung das Werkstück lokal durch Reibung erwärmen und somit entfestigen. Eine Vorschubbewegung des Werkzeuges in Richtung der Achse des Endkraters drückt plastifizierten Werkstoff in den Endkrater ein. Derartige Strategien zur Endkraterbeseitigung sind vollkommen neue und werden im Folgenden systematisch untersucht.

Das Prinzip des Eindrückens kann auf unterschiedliche Arten realisiert werden. Die Unterscheidung fußt auf der Herkunft des plastifizierten Werkstoffes. Hierzu können zwei Arten definiert werden:

- **Eindrücken ohne Zusatzmaterial (EoZ):** Bei dieser Variante wird Material vom Werkstück in den Endkrater eingedrückt. Ein Werkzeug mit einer größeren Schulter als beim Schweißvorgang und ohne Werkzeugpin wird dabei auf den Endkrater gepresst. Folglich wird der Endkrater, welcher eine Tiefe gleich der Pinlänge l_P besitzt, durch einen weniger tiefen, aber flächenmäßig größeren Werkzeugeindruck an der Werkstückoberseite ersetzt. Aufgrund

des fehlenden zusätzlichen Werkstoffes kann der Endkrater jedoch nicht vollständig aufgefüllt werden.

- **Eindrücken von Zusatzmaterial (EvZ):** Der Nachteil des *EoZ* kann durch Verwendung von Zusatzmaterial prinzipiell reduziert werden. Beim *EvZ* wird das Zusatzmaterial an der Oberseite des Endkraters aufgelegt und anschließend in den Endkrater gepresst.

Da beide Varianten neue Ansätze darstellten, wurden zuerst Machbarkeitsuntersuchungen an ebenen Werkstücken durchgeführt. Dabei wird stets ein Endkrater betrachtet, der bei einer Pinlänge l_P von 5 mm, einem Pindurchmesser d_{Po} von 5 mm und einem Schulterdurchmesser d_S von 12 mm entsteht.

8.2.2 Eindrücken ohne Zusatzmaterial (EoZ)

Für das *EoZ* kann lediglich der Werkstoff des Werkstückes selbst für das Auffüllen des Endkraters herangezogen werden. Mit der Skizze in Abbildung 8-2 lässt sich der Vorgang gut erläutern. Beim Schweißen entsteht ein Endkrater, der durch die Werkzeugabmessungen (l_P , d_S , d_{Po} und d_{Pu}) sowie durch die Eintauchtiefe E_t der vorangegangenen Schweißung bestimmt ist. Durch einen anschließenden, weiteren Arbeitsschritt kann mit einer größeren Werkzeugschulter ($d_{SE} \geq d_S$) ohne Pin mit der Eintauchtiefe E_{tE} Werkstoff von der Werkstückoberseite in den Endkrater eingedrückt werden. Dadurch kann der Endkrater, der sich durch den kompletten Bauteilquerschnitt zieht, durch einen flächenmäßig größeren Abdruck mit geringerer Tiefe substituiert werden. Durch die Materialkonstanz lässt sich das fehlende Volumen nicht ersetzen, hinsichtlich der Festigkeit kann die Verbindung aber erheblich verbessert werden. Bei einer Belastung, beispielsweise bei einer Zugbelastung quer zur Schweißnaht findet lediglich eine Verjüngung des Querschnittes an Stelle einer kompletten Trennung der eigentlichen Stoßkanten statt.

Für die Prozessauslegung des *EoZ* kann die Betrachtung der Volumina hilfreich sein. Ziel ist es, das Volumen des Endkraters $V_{Endkrater}$ durch den plastifizierten Werkstoff an der Oberseite V_{EoZ} komplett zu füllen (Abbildung 8-2):

$$V_{Endkrater} \cdot k = V_{EoZ} \quad \text{Formel 8-1}$$

Um dabei eine Anbindung des plastifizierten Werkstoffes an die Flanken des Endkraters zu erwirken, ist eine zusätzliche Verdichtung zielführend, welche durch Druckkräfte die Flanken des Endkraters mit dem jetzt plastischen Werkstoff verbindet. Deswegen wurde ein Volumenfaktor k eingeführt. Dieser beschreibt das Verhältnis des Volumens des plastifizierten Werkstoffes V_{EoZ} zum Endkrater-

volumen $V_{Endkrater}$. Bei k gleich eins sind beide Volumina gleich groß. Das Volumen $V_{Endkrater}$ bildet sich aus der Summe eines Zylinders (E_t , d_S) und eines Kegelstumpfs (l_P , d_{Po} und d_{Pu}). Das eingedrückte Volumen V_{EoZ} ist ebenfalls als ein Zylinder modelliert (d_{SE} , E_{tE}):

$$\left((d_S^2 \frac{\pi}{4} E_t) + \left(\frac{d_{Po}^2}{4} + \frac{d_{Po} d_{Pu}}{4} + \frac{d_{Pu}^2}{4} \frac{\pi}{3} l_P \right) \right) k = E_{tE} d_{SE}^2 \frac{\pi}{4} \quad \text{Formel 8-2}$$

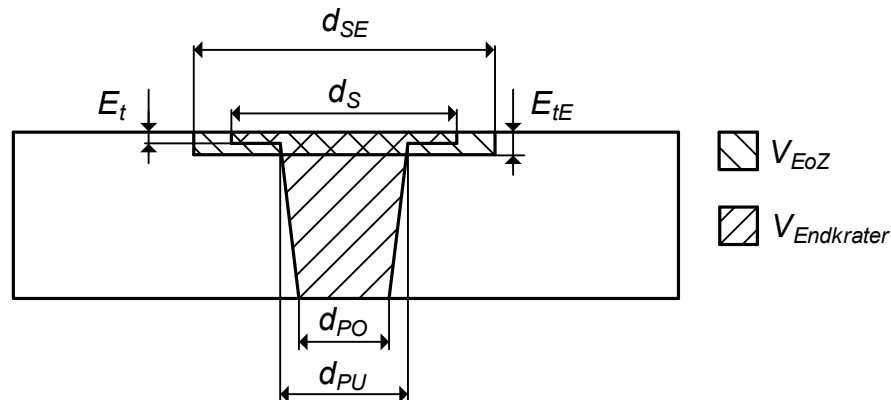


Abbildung 8-2: Volumenbilanzierung bei EoZ (nicht maßstäblich)

Durch diese Volumenbilanz ist es möglich, die benötigte Eintauchtiefe E_{tE} für den Eindrückvorgang in Abhängigkeit der Werkzeuge (sowohl beim FSW als auch beim EoZ) und des Volumenfaktors k eindeutig zu bestimmen:

$$E_{tE} = \frac{k}{d_{SE}^2} \left(d_S^2 E_t + \frac{1}{3} l_P (d_{Po}^2 + d_{Po} d_{Pu} + d_{Pu}^2) \right) \quad \text{Formel 8-3}$$

Ein weiterer wichtiger Aspekt bei EoZ besteht darin, dass die Luft, die beim Eindrückvorgang durch den plastifizierten Werkstoff verdrängt wird, aus dem Endkrater an der Unterseite entweichen kann. Oftmals besitzt der Endkrater nach dem Schweißvorgang bereits einen Durchstich zur Werkstückunterseite. Dieser lässt sich aber nur sehr schwer reproduzierbar herstellen. Gründe hierfür sind im komplexen Werkstofffluss unter dem Werkzeug und den sehr geringen Abnutzungserscheinungen des Werkzeuges zu finden. Deswegen empfiehlt es sich für den EoZ-Vorgang die Unterseite des Endkraters stets aufzubohren, so dass die Luft entweichen kann. Kann sie nicht entweichen, bilden sich kleine Lufteinschlüsse im Endkrater, die die Festigkeit reduzieren (Abbildung 8-3).

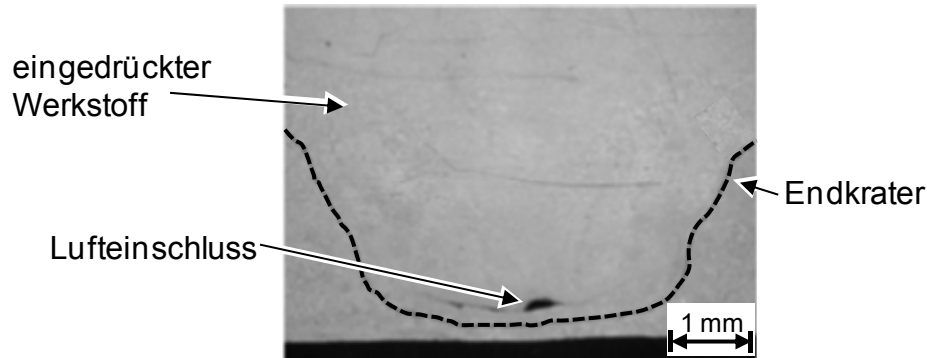


Abbildung 8-3: Querschliff nach dem EoZ ohne Vorbohren

Unter der Voraussetzung, dass das Werkzeug durch den FSW-Vorgang vorgegeben ist und ein Aufbohren stattfindet, sind noch folgende Verfahrensparameter festzulegen:

- Schulterdurchmesser d_{SE} : Der Durchmesser sollte mindestens dem Durchmesser beim Schweißvorgang d_S entsprechen.
- Eintauchtiefe E_{tE} : Mit Formel 8-3 lässt sich diese Größe berechnen.
- Volumenfaktor k : Dieser Faktor muss mindestens 1 erreichen, ansonsten kann der Endkrater nicht gefüllt werden.
- Verweilzeit t_{verwE} : Diese Zeitdauer ist wichtig, damit sich der plastifizierte Werkstoff an die Oberfläche des FSW-Endkraters anbinden kann.
- Eintauchgeschwindigkeit v_{EintE} : Die Dauer des Vorganges ist vor allem von dieser Geschwindigkeit abhängig.
- Werkzeugdrehzahl n_E : Die Drehzahl bestimmt maßgeblich die eingebrachte Wärme beim Eindrückvorgang.

Die Untersuchung dieser Parameter wurde mehrstufig gestaltet. In ersten Vorversuchen wurde bereits festgestellt, dass sich für die Werkzeugdrehzahl n_E die gleiche Drehzahl empfiehlt, wie beim Schweißvorgang. Deswegen wurde auf eine weitergehende Untersuchung des Einflusses der Drehzahl n_E verzichtet. Die Eingangsgröße E_{tE} wurde gemäß Formel 8-3 nur indirekt über den Volumenfaktor k variiert. Folglich reduzieren sich die zu untersuchenden Parameter auf vier. Diese sind in der Tabelle 8-1 mit ihren Werten für die Parametervariation angegeben, die auch aus Vorversuchen abgeleitet wurden.

Tabelle 8-1: Parametervariation beim EoZ

Parameter	Einheit	Stufen
Schulterdurchmesser d_{SE}	mm	12 / 14 / 16
Volumenfaktor k	-	1,0 / 1,5 / 2,0
Verweilzeit t_{VerwE}	s	0 / 4
Eintauchgeschwindigkeit v_{EintE}	mm/min	15 / 30

Bei der Analyse der Querschliffe durch den eingedrückten Endkrater sind unterschiedliche Effekte erkennbar. Stellvertretend sind in Abbildung 8-4 drei Querschliffe dargestellt. Im Schliff (a) war der Volumenfaktor ($k = 1$) bei der gewählten Schulter ($d_{SE} = 16$ mm) zu gering. Da Werkstoff nicht ausschließlich in der Achse des Endkraters, sondern auch aus der Prozesszone heraus fließt, war zu wenig plastifizierter Werkstoff vorhanden, der in den Endkrater eingedrückt hätte werden können. Folglich ist ein großer Anteil des Endkraters nicht aufgefüllt. Trotzdem zeigt der Querschliff bei weiterer Vergrößerung sehr deutlich, dass sich plastifizierter Werkstoff an den Flanken des Endkraters verbunden hat. Der zweite Querschliff (b) ist gekennzeichnet durch eine hohe Eintauchtiefe E_{tE} , hervorgerufen von einem Volumenfaktor k von 2, und einem kleinen Schulterdurchmesser d_{SE} von 12 mm. Der Endkrater ist gut gefüllt, aber im unteren Bereich hat keine Anbindung des plastifizierten Werkstoffes stattgefunden. Deshalb befindet sich dort eine klare Fehlstelle, die die mechanische Festigkeit reduziert. Das beste Ergebnis ist in Bild (c) zu sehen. Hier ist der Endkrater vollständig gefüllt, lediglich an der Werkstückunterseite befinden sich kleine Unebenheiten, die durch das Vorbohren entstehen. Durch diesen Vorbereitungsschritt wird die Unterlage oberflächlich leicht beschädigt, was sich durch die Plastifizierung direkt im Querschliff abbildet.

Prinzipiell lässt sich aus der metallografischen Analyse folgern, dass bei größeren Durchmessern ein höherer Volumenfaktor k notwendig ist. Wird ein zu kleiner Faktor gewählt, kann aufgrund von Werkstoffverlusten keine vollständige Füllung des Endkraters erfolgen. Der Werkstoffverlust kann beispielsweise durch seitliches Werkstofffließen aus dem Bereich unter dem Werkzeug auftreten (Schweißgrat, Abbildung 2-10). Des Weiteren lässt sich festhalten, dass ein höherer Volumenfaktor k zu besseren Ergebnissen führt.

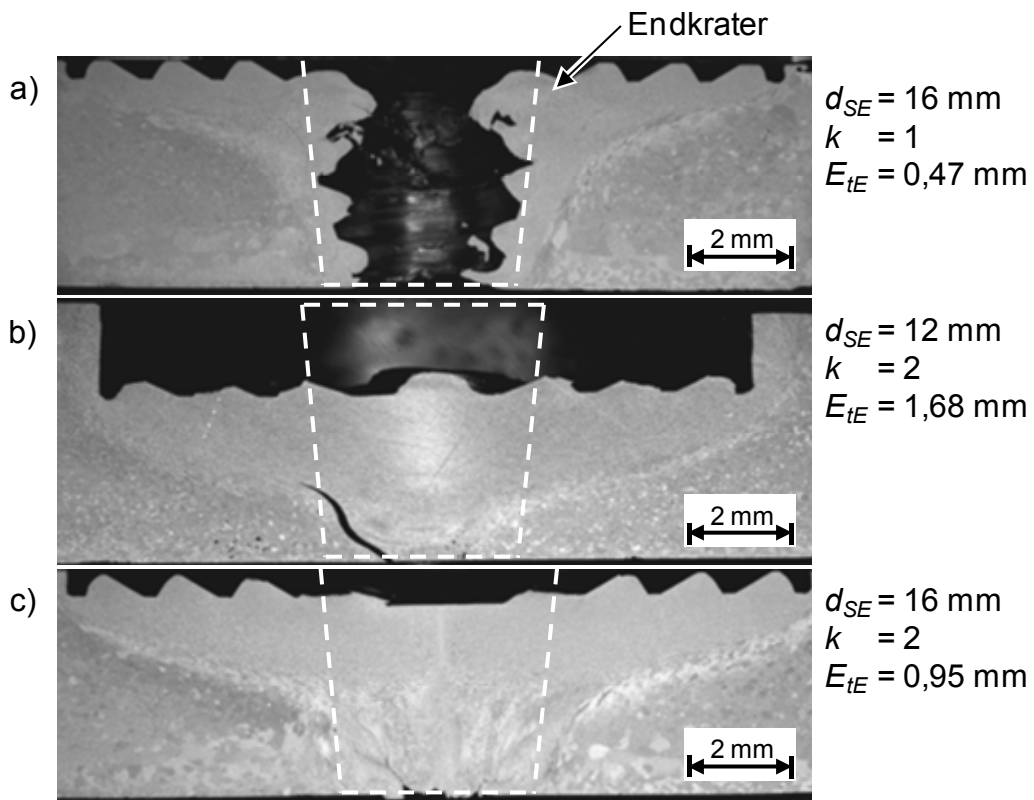


Abbildung 8-4: Repräsentative Querschliffe der Parametervariation beim EoZ

Mit ausgewählten Parametersätzen wurden anschließend Probekörper für quasistatische Zugversuche gefertigt. Die Form der Zugprobe wurde nach DIN EN 10002-1 aus den Probekörpern ausgefräst. Eine technische Zeichnung zur Geometrie und eine kurze Beschreibung befinden sich im Anhang C. Als Probenbreite wurde bei allen Zugproben 16 mm gewählt, unabhängig vom verwendeten Schulterdurchmesser d_{SE} . Dies bedeutet, dass bei manchen Proben durch EoZ der komplette Querschnitt plastifiziert wurde, bei anderen hingegen seitlich neben dem Endkrater noch größere Bereiche der ursprünglichen Schweißnaht vorlagen. Außerdem führten die unterschiedlichen Eintauchtiefen E_{tE} zu variierenden Probendicken. Aus diesen beiden Gründen wurde nicht die Zugfestigkeit als vergleichende Größe gewählt, sondern die größte auftretende Kraft F_m . Sie ist nach DIN EN 10002-1 definiert als Kraft, „welche die Probe im Laufe des Versuchs nach Überschreiten der Dehngrenze ertragen [kann]. Für Werkstoffe ohne ausgeprägte Streckgrenze ist es der Maximalwert während des Versuchs.“ Dadurch lassen sich trotz der Dickenabweichungen die Ergebnisse aussagekräftig vergleichen.

Die Zugproben versagten im Versuch an unterschiedlichen Stellen, die sich in drei Gruppen einteilen lassen. In Abbildung 8-5 ist für jede dieser drei Gruppen ein Foto abgedruckt. Der Bruch trat direkt durch die Mitte des Endkraters (mittig, m) oder

außermittig (a) auf. Bei der höchsten Kraft F_m versagte die Probe direkt am Rand des Schulterabdrucks (r). Hier ist der Endkrater frei von Lufteinschlüssen oder Rissen. Deswegen ist die Querschnittsreduzierung durch den eingedrückten Bereich in diesem Fall die Bruchstelle.

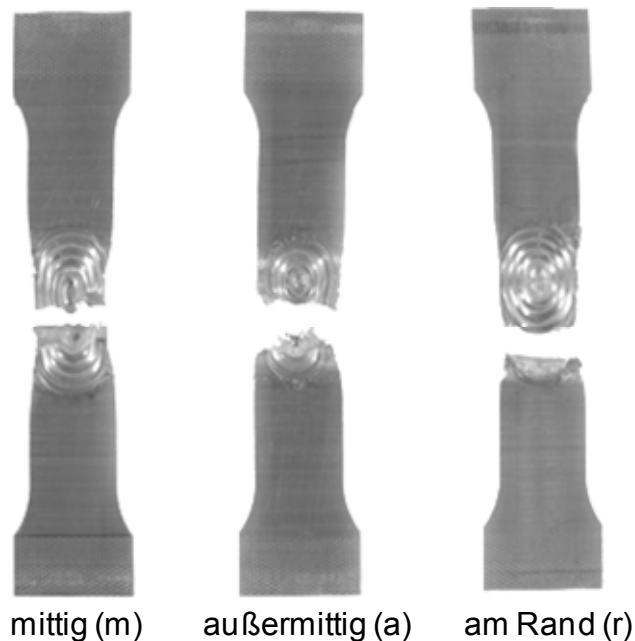


Abbildung 8-5: Bruchorte beim Zugversuch (EoZ)

Für die Zugversuche wurden pro Parametersatz jeweils drei Proben gefertigt und getestet, um Aussagen über die Reproduzierbarkeit des Verfahrens treffen zu können. Als Vergleichswerte wurden sowohl der Werkstoff EN AW-6060-T6 als auch die entsprechende FSW-Naht getestet. Diese Referenzversuche wurden jeweils fünfmal durchgeführt. Beim Werkstoff ergab sich eine Kraft F_m von 19,4 kN (± 16 N), bei der Schweißnaht hingegen von 14,7 kN (± 42 N). Der Festigkeitsverlust von etwa 20 % ist auf die Aufhebung der Wärmebehandlung durch den FSW-Vorgang zurückzuführen. Die Zugproben mit der FSW-Naht versagten dementsprechend in der Wärmeeinflusszone. Des Weiteren wurden Zugproben auch mit einem mittigen Endkrater getestet. In diesen Zugversuchen wurde eine durchschnittliche Bruchkraft F_m von 9,95 kN (± 220 N) ermittelt.

Die Ergebnisse der Zugversuche sind in Tabelle 8-2 zusammengefasst. Es wurden jeweils drei Zugproben getestet und die Werte gemittelt. Neben den verwendeten Parametern ist bei der Kraft F_m die Lage des Bruchortes angegeben. In der letzten Spalte der Tabelle wird die Kraft F_m auf den Durchschnittswert der FSW-Naht (14,7 kN) bezogen. Das bedeutet, der beste Parametersatz liefert 88,9 % der Festigkeit der Zugprobe mit der FSW-Naht ohne Endkratereinfluss.

8.2.3 Eindrücken von Zusatzmaterial (*EvZ*)

Beim *EvZ* kann über zusätzlichen Werkstoff der Endkrater komplett gefüllt werden. Die Art der Zuführung des Werkstoffes und der zeitliche Ablauf kann dabei variiert werden. Es lassen sich drei unterschiedliche Varianten definieren. Diese sind in Abbildung 8-6 skizziert. Der Ablauf kann entweder ein- (*EvZ1*) oder zweistufig (*EvZ2*) gestaltet werden. Bei der Variante *EvZ1* wird auf dem Endkrater ein Zusatzwerkstoff (*Z*) platziert, der in einem Prozessschritt mit Hilfe eines Werkzeuges (*W*) unter Rotation und einer Anpresskraft komplett eingedrückt wird. Um eine Verdichtung im unteren Bereich des Endkraters zu gewährleisten, kann der Eindrückprozess auch in zwei Schritten durchgeführt werden (*EvZ2*). Dabei wird zuerst ein Werkzeug mit einem Pin verwendet, der vor allem den unteren Bereich des Endkraters füllen und verdichten soll. Erst in einem zweiten Schritt füllt und drückt ein pinloses Werkzeug oder ein Werkzeug mit geringer Pinlänge Werkstoff in den oberen Bereich des Endkraters ein. Die dritte Variante setzt sich aus einer Kombination von *EoZ* und *EvZ* zusammen. Die Ergebnisse für *EoZ* belegen ein großes Potenzial. Die Schwachstelle ist stets der Mangel an Werkstoff, um den Endkrater komplett zu füllen. Hier setzt diese dritte Variante an. Die entstehende Werkstofflücke bei *EoZ* wird durch einen nachgelagerten *EvZ*-Prozess geschlossen.

***EvZ1*: Einstufiges Eindrücken von Zusatzmaterial**

Das einstufige Eindrücken von Zusatzmaterial gestaltete sich bei allen untersuchten Parametern als sehr schwierig. Ein Beispiel hierfür zeigt ein Querschliff durch einen mit dieser Methode aufgefüllten Endkrater (Abbildung 8-7). Hier wurde ein Werkzeug mit einem Durchmesser d_{SE} von 16 mm verwendet. Wie bei *EoZ* wird auch hier die Eintauchtiefe E_{tE} über einen Volumenfaktor k definiert. k betrug in diesem Beispiel 2,5, damit der plastifizierte Werkstoff mit großer Sicherheit bis an die Unterseite des Endkraters reicht. Diese wurde wie bei *EoZ* nach dem Schweißvorgang in einem zusätzlichen Schritt vor dem Eindrücken aufgebohrt.

Am Querschliff lassen sich das Fügebauteil und das Zusatzmaterial beim Eindrücken sehr gut unterscheiden. Durch die Anpresskraft des Werkzeuges auf den Zusatzwerkstoff wird ein Teil rund um den Endkrater nach unten gedrückt. Dieser Werkstoff aus dem Fügebauteil verschließt den aufgebohrten Endkrater an der Unterseite. Der Zusatzwerkstoff wird in den nun breiteren Endkrater von oben eingedrückt. Obwohl ein sehr hoher Volumenfaktor k von 2,5 gewählt wurde, resultiert ein Hohlraum zwischen den beiden Werkstoffanteilen. Des Weiteren ergibt sich keine gute Anbindung der beiden plastifizierten Werkstoffanteile, was bei

einer höheren Vergrößerung am Mikroskop ersichtlich ist. Vor der Erstellung des Querschliffs wurde das Zusatzmaterial abgefräst, so dass das Zusatzmaterial, das sich oberhalb der ursprünglichen Werkstücke befand, nicht mehr zu sehen ist.

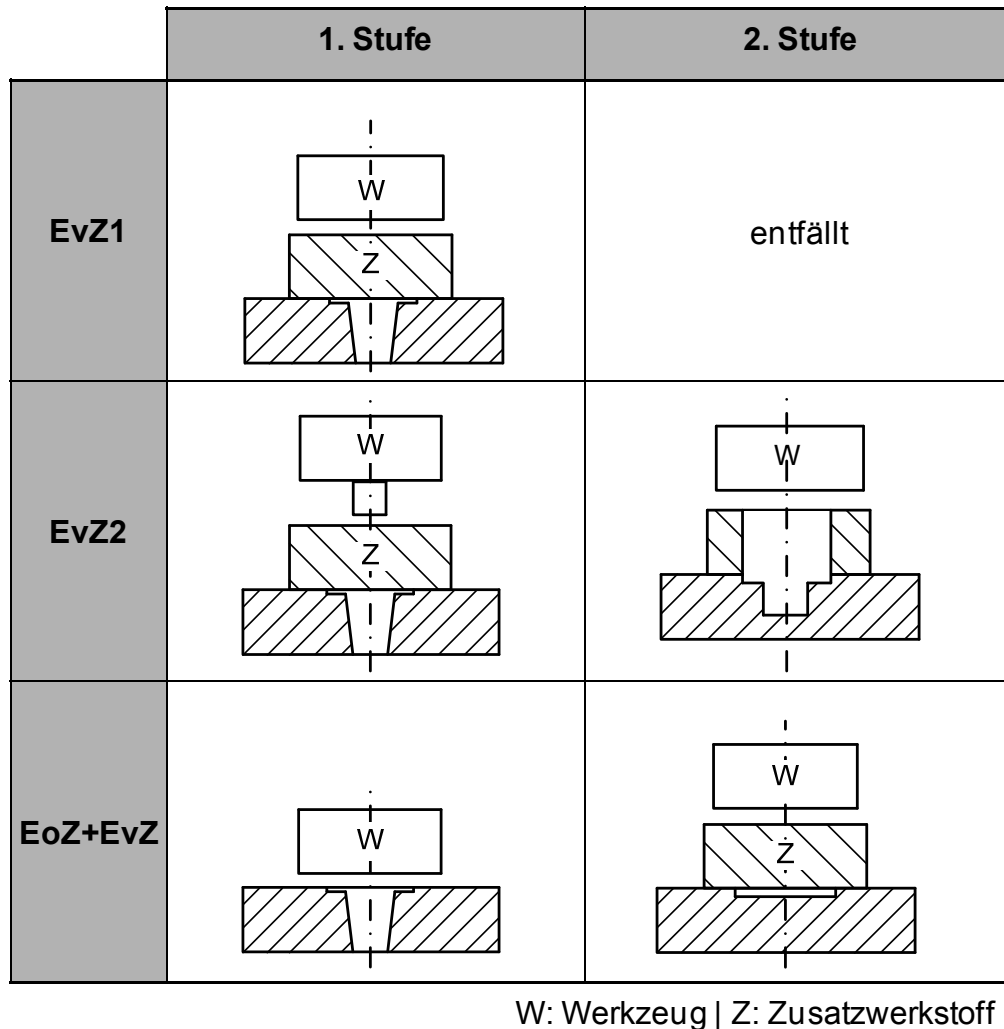


Abbildung 8-6: Verschiedene Varianten des Eindrückens von Zusatzmaterial (EvZ)
(nicht maßstäblich)

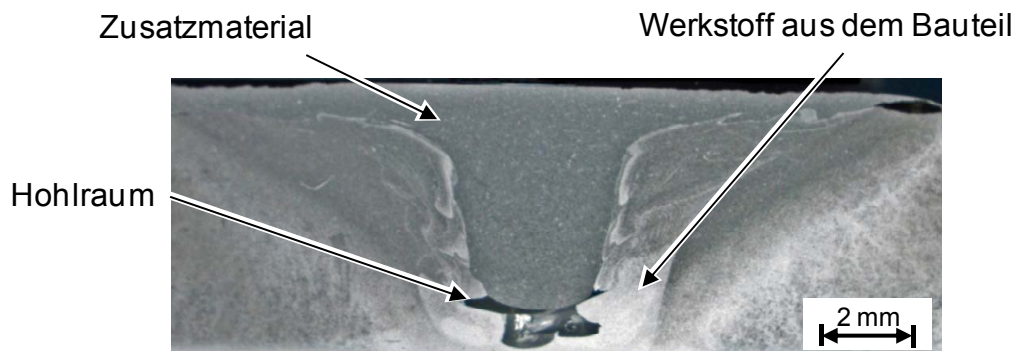


Abbildung 8-7: Querschliff bei EvZ1 nach spanender Bearbeitung
($d_{SE} = 16 \text{ mm}$, $k = 2,5$)

Da kein Experiment bei der Parametervariation zu zufrieden stellenden Ergebnissen bei der metallografischen Auswertung führte, wurde diese Variante nicht bezüglich der mechanischen Festigkeit durch Zugversuche untersucht. Alle Querschliffe zeigten Hohlräume auf, die nicht durch den plastifizierten Werkstoff gefüllt wurden, und somit ist mit geringen Festigkeiten (Zugkräften) in Zugversuchen zu rechnen.

EvZ2: Zweistufiges Eindringen von Zusatzmaterial

Das Eindringen von Zusatzmaterial kann auch in zwei Stufen erfolgen. Wie in Abbildung 8-6 zu sehen, wird bei *EvZ2* zuerst ein Werkzeug mit Pin und anschließend ein Werkzeug mit kurzem Pin oder ohne Pin eingesetzt. Das Ziel der ersten Stufe ist das Auffüllen und Verdichten des unteren Bereiches des Endkraters. Deswegen wird hier ein Werkzeug mit ausgeprägter Pinlänge l_P verwendet. Die zweite Stufe soll anschließend den restlichen Endkrater auffüllen.

Das *EvZ2* führte jedoch auch prozessbedingt zu Nachteilen. Diese sind in den Querschliffen sehr gut erkennbar (Abbildung 8-8). Auf dem Gesamtbild (links) ist das Fügebauteil unten und der Zusatzwerkstoff oben dargestellt. Im Zusatzmaterial ist der Abdruck des Werkzeuges der zweiten Stufe ersichtlich. In diesem Beispiel wurde ein Werkzeug mit kurzem Pin gewählt. Die Eintauchtiefe E_{tE2} ist relativ groß und an den sehr hellen Werkstoffbereichen lässt sich eine sehr feine Kornstruktur erkennen. Diese feine Struktur entstand durch das mehrmalige Umformen des Werkstoffes, das aufgrund der zwei Stufen eintritt. Bei der Vergrößerung von Ausschnitten aus dem Gesamtbild können zwei Problembereiche detailliert beobachtet werden. Nicht-plastifizierter Werkstoff wird in der ersten Stufe in den unteren Bereich des Endkraters transportiert. Dieser Werkstoff besitzt eine Kornstruktur, die sehr ähnlich der des Grundwerkstoffes ist. Da hier keine Plastifizierung eingetreten ist, bindet er sich sehr schlecht an die Oberfläche des Endkraters an und es entstehen sogar Hohlräume, die die Festigkeit erheblich reduzieren können. Der zweite Problembereich ist die Einschnürung, die an der Kontaktfläche zwischen Zusatzmaterial und Werkstück entsteht. Durch die wirkende Anpresskraft des Werkzeuges und den Abstand der Werkzeugschulterfläche von dieser Kontaktfläche erfährt das Werkstoffgefüge nicht ausreichend Wärme und Druckspannung für eine Plastifizierung. Es stellt sich somit eine Einschnürung ohne jegliche Anbindung des Zusatzmaterials ein. Diese Einschnürung verjüngt den Querschnitt des Werkstückes und stellt somit eine Kerbe für den Kraftfluss während einer Beanspruchung dar.

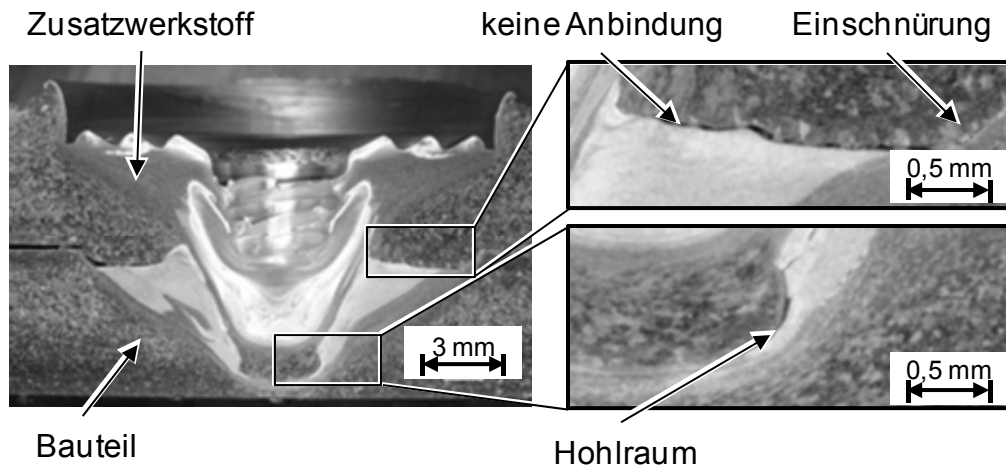


Abbildung 8-8: Querschliff bei EvZ2 ($d_{S1} = 14 \text{ mm}$, $d_{P1} = 5 \text{ mm}$, $d_{S2} = 16 \text{ mm}$, $d_{P2} = 6 \text{ mm}$)

Diese beiden Problemstellen konnten bei allen Experimenten in der metallografischen Auswertung beobachtet werden. Schon allein die Einschnürung reduziert den Querschnitt für einen Zugversuch in etwa wie die Eintauchtiefe E_{lE} bei EoZ . Deswegen wurden auch hier keine Zugproben angefertigt, da aus den Querschliffen die Annahme getroffen wurde, dass die Festigkeiten des aufgefüllten Endkraters nicht die gewünschten Ergebnisse liefern können.

$EoZ+EvZ$: Kombination aus Eindrücken ohne und von Zusatzmaterial

Das einstufige und zweistufige Eindrücken von Zusatzmaterial ($EvZ1$ und $EvZ2$) konnte nicht zur gewünschten Lösung führen. Da die Ergebnisse des Eindrückens ohne Zusatzmaterial (EoZ) hingegen sehr gute Ergebnisse lieferten, kann eine Kombination aus beiden Methoden prinzipiell zu einer Verbesserung führen. Deswegen wurde eine Kombination aus EoZ und EvZ untersucht. Dabei wird im ersten Schritt ein EoZ -Vorgang nach Formel 8-2 durchgeführt. Anschließend wird ein Zusatzmaterial aufgelegt, welches mit einem pinlosen Werkzeug in den noch vorhandenen EoZ -Abdruck eingedrückt wird. Für diesen zweiten Schritt wird ähnlich wie bei EoZ wieder eine Volumenbilanz mit einem Volumenfaktor k_2 betrachtet. Dieses Mal werden zwei zylindrische Volumina mit dem jeweiligen Durchmesser (d_{SE1} bzw. d_{SE2}) und der jeweiligen Höhe (E_{tE1} bzw. E_{tE2}) zur Berechnung verwendet. Die Indizes geben dabei die jeweilige Stufe an, d.h. Index 1 beschreibt den EoZ -Vorgang, Index 2 die anschließende EvZ -Stufe. Es gilt:

$$E_{tE2} = k_2 E_{tE1} \frac{d_{SE1}^2}{d_{SE2}^2} \quad \text{Formel 8-4}$$

Ein Querschliff aus dieser Endkraterstrategie ist in Abbildung 8-9 ersichtlich, bei dem das Zusatzmaterial oberhalb des Werkstückes bereits spanend entfernt wurde. Es zeigt sich, dass der Abdruck des reinen *EoZ*-Prozesses aufgefüllt werden kann. Trotzdem ist bereits auf diesem Schliff eine klare Trennlinie zwischen dem Zusatzmaterial und dem ursprünglichen Material erkennbar. Auf eine Reinigung der Oberfläche zwischen *EoZ* und *EvZ* wurde aufgrund des zusätzlichen Prozessschrittes verzichtet. Bei einer Beanspruchung des Bauteils würde sich wegen dieser Trennlinie keine oder nur eine geringe Verbesserung einstellen.

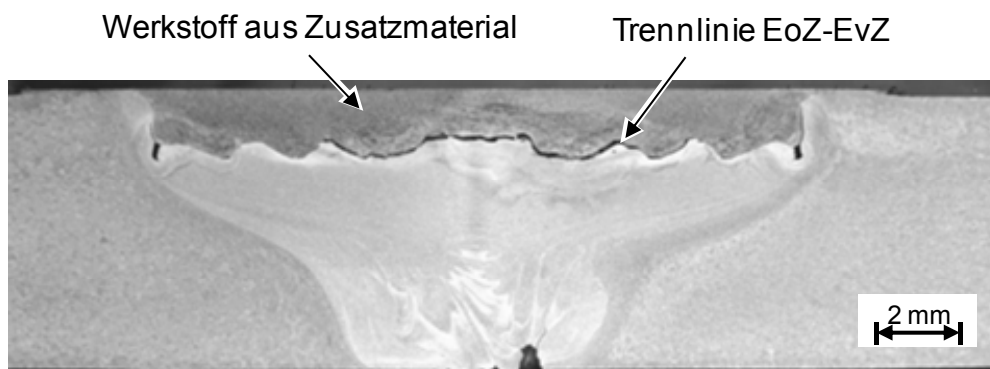


Abbildung 8-9: Querschliff bei *EoZ+EvZ* (Parameter gemäß Versuchsreihe 24 von Tabelle 8-3)

Wie bereits bei *EoZ* wurden ausgewählte Parameter auch für diese Variante anschließend in quasistatischen Zugversuchen getestet. Dazu wurden Proben der gleichen Geometrie wie bei *EoZ* hergestellt (Anhang C). Tabelle 8-3 fasst die Ergebnisse zusammen. Für die Parameter des *EoZ*-Vorgangs wurde aus den bereits getesteten Parametersätzen der jeweils Beste für die drei unterschiedlichen Schulterdurchmesser ausgewählt: Parametersatz 1, 3 und 11 aus Tabelle 8-2. Die Abdrücke, die das *EoZ*-Werkzeug zurückgelassen hatte, wurden dann mittels pinlosen Werkzeugen mit unterschiedlichen Schulterdurchmessern d_{SE2} mit Werkstoff aus dem Zusatzmaterial gefüllt. Im Vergleich zu den reinen *EoZ*-Ergebnissen kann sich eine leichte Verbesserung einstellen. Gerade bei den kleineren *EoZ*-Schulterdurchmessern d_{SE} von 12 mm und 14 mm ist eine Steigerung der Kraft F_m zu erkennen. Bei der Versuchsreihe 19, die mit der höchsten Festigkeit im quasistatischen Zugversuch, ist die Erhöhung etwas größer als die summierten Standardabweichungen der Einzelwerte und kann somit vernachlässigt werden.

Tabelle 8-3: Ergebnisse der Zugversuche bei EoZ+EvZ

Nr.	EoZ-Satz	d_{SE2} mm	k_2	E_{tE2} in mm	F_m in kN	$\sigma(F_m)$ in kN	$F_{m\%}$ in %
19	1	16	2	1,89	13,1 (r)	0,02	89,2
20	3	14	2	1,85	13,1 (r)	0,07	89,2
21	3	16	2	1,42	12,9 (r)	0,09	87,9
22	3	16	1,5	1,06	12,8 (r)	0,02	87,2
23	1	16	1,5	1,42	13,2 (r)	0,29	86,7
24	11	16	2	1,42	12,3 (r)	0,29	83,8
25	11	14	1,5	1,39	12,2 (r)	0,11	83,0
26	11	16	1,5	1,06	12,1 (a)	0,18	82,4

Vergleichswerte für F_m :	Werkstoff EN AW-6060	19,4 kN
	FSW-Naht	14,7 kN
	FSW-Naht mit Endkrater	9,95 kN
	EoZ-Methode	13,1 kN

Der Grund für die nur geringe Erhöhung der Festigkeit (Zugkraft) kann bei Betrachtung des Bruchorts und der Bruchfläche erklärt werden. Stellvertretend für die Versuchsergebnisse ist in Abbildung 8-10 die Zugprobe nach dem Versagen beim quasistatischen Zugversuch abgedruckt. Die Probe gehörte der Versuchsreihe 21 an. Das Zusatzmaterial wurde vor dem Zugversuch spanend abgehoben, so dass sich der aufgefüllte Endkrater direkt unter der abgefrästen Oberfläche in der Mitte der Probe befindet. Die Probe versagte beim Zugversuch direkt am Rand des Endkraters. Diese Versagensart war bereits bei EoZ charakteristisch für die Ergebnisse mit der höchsten Festigkeit. Eine höhere Auflösung führt zu der Erkenntnis, dass sich der Zusatzwerkstoff komplett auf der linken Seite der Bruchprobe befindet. Bei der rechten Hälfte liegt die Oberfläche, die sich beim EoZ-Vorgang ausgebildet hat, komplett frei. Daraus lässt sich folgern, dass die Anbindung des zusätzlichen Werkstoffes an die vorherige Oberfläche nur sehr gering war. Somit existiert immer noch eine Verjüngung der Zugprobe an der Kante, die beim EoZ entstanden ist, und sie stellt somit den Schwachpunkt des aufgefüllten Endkraters dar.

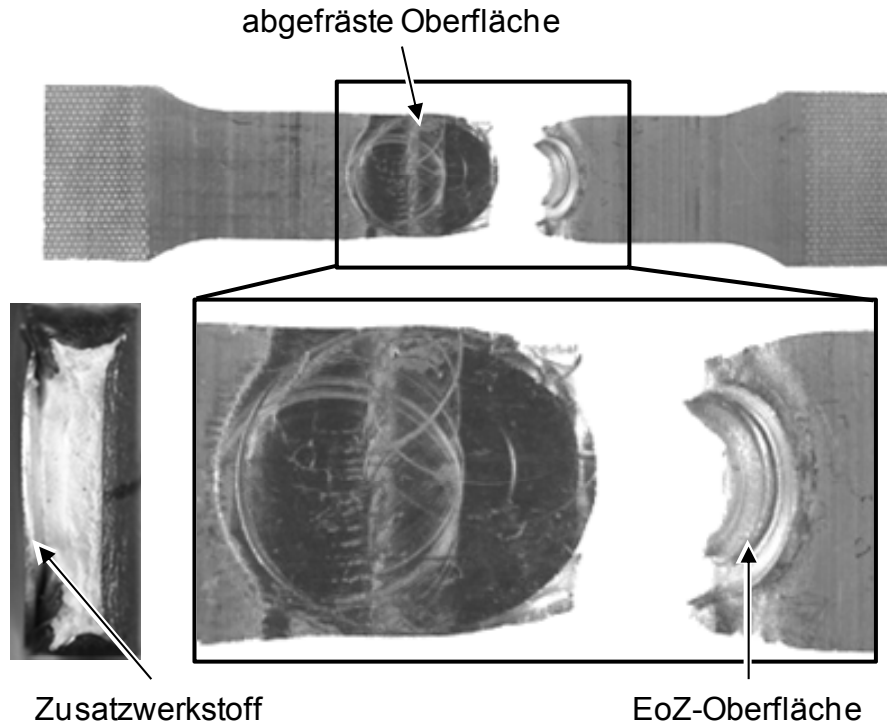


Abbildung 8-10: Bruchort und Bruchfläche bei EoZ+EvZ (Parameter gemäß Versuchsreihe 21 von Tabelle 8-3)

Insgesamt lässt sich folgern, dass die beste *EvZ*-Variante eine Kombination aus *EoZ* und *EvZ* ist. Bei dieser Art der Endkrater-Strategie können Festigkeiten erzielt werden, die etwas höher liegen als bei *EoZ*. Diese Erhöhung kann aber sehr gering ausfallen, so dass der Aufwand für den zusätzlichen Arbeitsschritt nur bedingt sinnvoll ist.

8.2.4 Fazit zur Betrachtung der Eindrückmethoden

In einem Vergleich der unterschiedlichen Eindrückmethoden ergeben sich sowohl bei der metallografischen Auswertung als auch in den Zugversuchen mitunter die höchsten Kräfte F_m bei *EoZ*. Trotz des sehr einfachen Prozessablaufes werden hier Ergebnisse erzielt, die bis zu annähernd 90 % der statischen Festigkeit der Schweißnaht entsprechen (Tabelle 8-2). Das Verfahren *EvZ* wurde in drei unterschiedlichen Varianten ausgeführt und getestet, wobei die besten Werte erreicht werden, wenn dabei als Vorstufe das *EoZ* verwendet wird. Aus diesem Grund kann für Anwendungsfälle das Verfahren *EoZ* empfohlen werden. Dabei ist aber stets zu berücksichtigen, dass die negativen Auswirkungen eines Endkraters zwar nicht komplett beseitigt werden können, aber eine enorme Verbesserung erreicht werden kann.

8.3 Übertragung auf Rohre

8.3.1 Kriterien für den Einsatz einer Strategie

Die Auswahl einer Strategie zur Lösung der Endkraterproblematik ist vielschichtig. Dabei treten Aspekte auf unterschiedlichen Ebenen auf, beginnend beim Bauteil über den Aufwand der Endkraterstrategie bis hin zur gewünschten Anwendung (Abbildung 8-11). Diese Kriterien sind allgemein gültig und können für alle FSW-Aufgaben herangezogen werden.

Auf der Ebene des Bauteils sind vor allem der verschweißte Werkstoff und die Bauteilgeometrie entscheidend für die Wahl einer Endkraterstrategie. Gerade bei Betrachtung von gekrümmten Oberflächen können jedoch Probleme bei manchen Strategien auftreten. Darüber hinaus muss die Zugänglichkeit berücksichtigt werden. Die nächste Ebene betrifft den Aufwand, der in die Endkraterstrategie investiert werden muss. Dieser Aufwand ist abhängig von den notwendigen Vorbereitungsmaßnahmen und der erforderlichen Nacharbeit. Ein weiterer wichtiger Faktor ist die Komplexität. Die einzelnen Endkraterstrategien können in ihrer Komplexität sehr unterschiedlich sein. In der Regel steigen mit der Komplexität und dem Aufwand auch die Kosten für die Anwendung einer Strategie. Die dritte Ebene beschreibt die gewünschte Anwendung des verschweißten Bauteils. Die Auswahl einer Strategie ist neben der geplanten Stückzahl vor allem auch vom Verbesserungsgrad abhängig. Dieser beschreibt die gewünschte Auswirkung der Strategie. Bei manchen Schweißaufgaben ist eventuell keine komplette Beseitigung des Endkraters notwendig. In diesen Fällen reicht eine Reduzierung der negativen Auswirkungen des Endkraters aus. Das untersuchte *EoZ*-Verfahren ist dafür ein Beispiel. Der Endkrater kann zwar nicht komplett gefüllt werden, die statische Festigkeit erreicht jedoch bis zu 90 % der Festigkeit der Schweißnaht.

Bei der Suche nach einer allgemeinen Lösungsstrategie für die Endkraterproblematik gilt es, die unterschiedlichen Ebenen von unten nach oben zu bewerten. Kann eine Strategie ein Kriterium nicht erfüllen, fällt sie aus der Bewertung. Wenn beispielsweise eine Strategie für einen Werkstoff nicht geeignet ist, kann sie sofort ausgeschlossen werden.

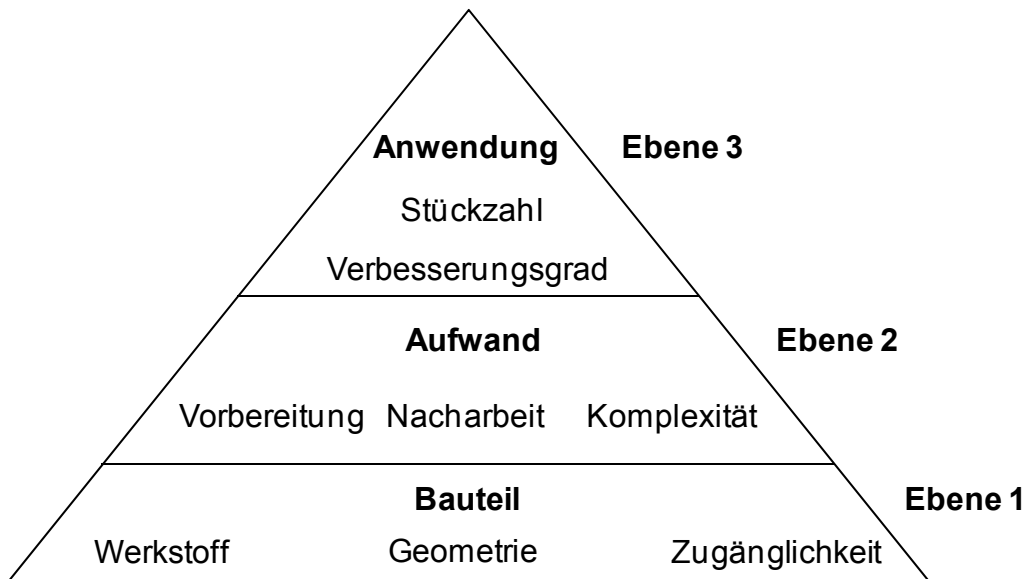


Abbildung 8-11: Unterschiedliche Kriterien für die Auswahl einer Endkraterstrategie beim FSW

8.3.2 Bewertung der Strategien für den Einsatz bei Rohren

Die Kriterien aus dem vorherigen Abschnitt wurden im Rahmen der Arbeit verwendet, um für eine Orbitalnaht an Rohren eine geeignete Strategie zu finden. Als Anwendungsszenario dient der Sonderforschungsbereich/Transregio 10 der Deutschen Forschungsgemeinschaft. Hier wird eine Fertigung von Rohren betrachtet, die innerhalb einer Werkzeugmaschine spanend bearbeitet und verschweißt werden. Anschließend werden die Rohe in einer Tragwerkstruktur auf Zug-/Druck beansprucht. Die Tragwerksstruktur wird flexibel in einer Kleinserie mit einer Losgröße 1 bis 100 produziert.

In die Bewertung fließen alle Strategien ein, die in Abbildung 8-1 gegliedert wurden. Das *Vermeiden* (Retractable Pin Tool), *Verlagern* und *Ausfahren* umfasst die Gruppe der Strategien, die keinen weiteren Prozessschritt nach dem Schweißvorgang benötigen. Das *Friction Plug Welding* (FPW), das Auffüllen mittels *WIG-Schweißen* (WIG) und das *mechanische Füllen* sind Verfahren, die sich aus anderen, konventionellen Schweißverfahren ergeben. Das *Eindrücken* wurde in Abschnitt 8.2 dieser Arbeit bereits ausführlich behandelt. Die letzte Strategie stellt das *Abtrennen* des Endkraters nach dem Schweißvorgang dar.

Die Einzelbewertungen dieser acht Verfahren in den drei Ebenen der Kriterien sind in Tabelle 8-4 dokumentiert. Dies erfolgte mit den Werten 1, 5 und 10, wobei 1 der Bestwert ist. Die Kriterien einer Ebene werden unterschiedlich gewichtet.

Tabelle 8-4: Bewertungsmatrix zur Auswahl einer geeigneten Endkraterstrategie

Gewichtung	Bauteil				Aufwand				Anwendung		
	Werkstoff	Geometrie	Zugänglichkeit	Summe	Vorbereitung	Nacharbeit	Komplexität	Summe	Verbesserung	Stückzahl	Summe
	40 %	40 %	20 %	100 %	25 %	25 %	50 %	100 %	80 %	20 %	100 %
Vermeiden	1	1	5	1,8	1	1	10	5,5	1	1	1,0
Verlagern		X									
Ausfahren	1	5	1	2,6	5	10	1	4,3	10	5	9,0
FPW	5	10	5	7,0	10	10	5	7,5	1	10	2,8
WIG	10	1	1	4,6	10	5	5	6,3	5	10	6,0
Mech. Füllen	1	5	1	2,6	10	10	5	7,5	10	10	10,0
Eindrücken	1	1	1	1,0	1	1	1	1,0	5	1	4,2
Abtrennen	1	1	10	2,8	1	5	1	2,0	1	5	1,8

Beim Kriterium *Werkstoff* stechen vor allem *FPW* und *WIG* negativ heraus. Bei beiden Verfahren kann es zu Problemen kommen, da beide mit dem Grundmaterial des Werkstoffes stark interagieren. Gerade bei *WIG* wird die Oberfläche des Endkraters aufgeschmolzen und es können alle Hindernisse des Schmelzschweißens bei Aluminiumlegierungen auftreten. Unter dem Kriterium *Geometrie* ist die Krümmung der Rohroberfläche eine besondere Problemstellung. Das *Verlagern* des Endkraters war im Anwendungsszenario (Zug-/Druck-Beanspruchung) nicht möglich und wird deswegen ausgeschlossen. Ebenso kommt es beim *FPW* zu Hindernissen, denn dazu muss die Unterseite des Bauteils durchgängig sein (Abbildung 4-7). Bei der Zugänglichkeit schneidet das *Abtrennen* als schlechtestes Verfahren ab, weil hier während der Drehung des Rohres eine Rampe aufgebracht werden müsste, auf der das FSW-Werkzeug am Ende der Schweißnaht den Endkrater platziert (Abschnitt 4.4, ENGELHARD ET AL. 2001). Die Rampe könnte anschließend inklusive des Endkraters abgetrennt werden.

In der Ebene 2 (Aufwand) besticht vor allem das *Eindrücken* durch seine sehr einfache Integration in der Werkzeugmaschine. Bei diesem Verfahren kann automatisch aus einem Werkzeugmagazin ein entsprechendes *EoZ*-Werkzeug eingewechselt und ohne jegliche weitere Vorbereitung der *EoZ*-Prozess gestartet

werden. Anschließend ist keine Nacharbeit notwendig und die Komplexität ist aufgrund des einfachen Prozessablaufs sehr gering. Bei anderen Strategien sind spezielle Vorbereitungsmaßnahmen nötig. Beispielsweise muss bei *WIG* der Endkrater vergrößert werden, damit Zusatzwerkstoff bis in die Tiefe des Endkraters fließen kann. Ansonsten kann es der Fall sein, dass der Lichtbogen sich nicht hin zum Endkrater, sondern zur Werkstückoberfläche ausbildet. Das *Vermeiden* mittels Retractable Pin Tool (RPT) ist aufgrund der Komplexität des Werkzeuges schlecht bewertet. Durch den zusätzlichen Freiheitsgrad zur Verschiebung des Werkzeugpins ergibt sich neben einer zusätzlichen Antriebseinheit noch ein Spalt zwischen Werkzeugpin und Schulter. Dieser Spalt ist nur schwer so abzudichten, dass kein plastifizierter Werkstoff in das Werkzeug eindringen kann. Das RPT ist durch ein Patent geschützt und somit fallen Lizenzgebühren für die Anwendung an. Daher ist es insgesamt eine kostenintensive Endkraterstrategie.

Bei der Bewertung der Strategie bezüglich der Anwendung ist vor allem der Verbesserungsgrad entscheidend und deswegen wird er auch mit 80 % gewichtet. Hier führt das *Ausfahren* zu schlechten Ergebnissen, da hierbei ein größerer Bereich der Schweißnaht geschädigt wird. Gerade bei einer Zug-Druck-Beanspruchung bedeutet eine Schädigung über einen größeren Umfang des Rohres eine erhebliche Schwächung. Das *mechanische Füllen* führt nur zu einem reinen Formschluss. Beispielsweise kann in den Endkrater eine Schraube eingedreht oder ein Niet eingeschlagen werden. Deswegen kann diese Lösung nur bedingt Zugkräfte quer zur Achse der Schraube oder des Nietes übertragen. Das *Eindrücken* kann, wie in den Zugversuchen bereits ermittelt, lediglich 90 % der mechanischen Festigkeit der Schweißnaht erreichen und stellt somit nur eine Verbesserung, keine komplette Beseitigung dar.

Diese Einzelbewertungen sind in Abbildung 8-12 zusammengefasst. Hier ist ersichtlich, dass die Strategie *Eindrücken* für das angenommene Szenario am besten geeignet ist. Gerade auf den Ebenen 1 (Bauteil) und 2 (Aufwand) liegen deren Stärken. Sie besticht vor allem durch ihren einfachen Prozessablauf, der sehr gut in die Werkzeugmaschine integriert werden kann. Zu einem ähnlich guten Ergebnis kommt die Bewertung für das *Abtrennen*. Vor allem kann dadurch der Endkrater vollkommen eliminiert werden.

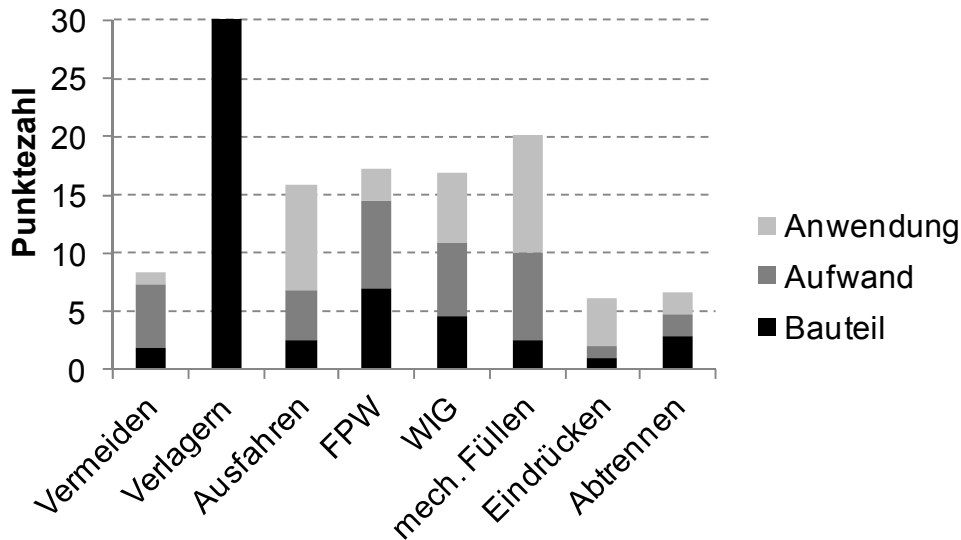


Abbildung 8-12: Gewichtete Punktbewertung für Endkraterstrategien für die Anwendung bei Rohr-Orbitalnähten

8.4 Fazit zur Auswahl einer Endkraterstrategie

Eine passende Lösungsstrategie für die Endkraterproblematik hängt von vielen Einflussfaktoren ab. Es reicht dabei nicht aus, nur das Bauteil zu betrachten, sondern die Auswahl erfordert eine Integration der Faktoren *Aufwand* für eine Strategie und *Anwendung* (Abbildung 8-11). Es existiert derzeit deshalb keine umfassende Endkraterstrategie, die für alle FSW-Nähte universell verwendet werden kann. Deswegen ist es umso wichtiger, die vorhandenen Strategien zu kennen und gezielt einzusetzen. Dafür wurden in diesem Kapitel die vorhandenen Strategien gruppiert und neue Eindrückverfahren getestet. Die Ansätze des Eindrückens sind neu und gerade das Eindrücken ohne Zusatzmaterial (*EoZ*) zeigte in den Experimenten ein großes Potenzial auf. Für die Auswahl einer geeigneten Strategie wurden allgemein gültige Kriterien definiert und für den Anwendungsfall einer Orbitalnaht an Rohren angewandt. Dabei ist besonders das Eindrücken mit sehr guten Ergebnissen versehen.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Auf den ersten Blick erscheint das FSW als ein sehr einfacher Prozess und es wird bereits bei unterschiedlichen industriellen Anwendungen eingesetzt. Das Potenzial des noch jungen Schweißverfahrens ist in den hervorragenden Nahteigenschaften und den Prozessauswirkungen ersichtlich, jedoch stellt sich bei einer Analyse der industriell geschweißten Bauteile heraus, dass diese in der Regel eben sowie von einfacher Geometrie sind und meistens mit geraden Nähten versehen sind.

Bei Betrachtung des Prozesses für komplexere Bauteile ergeben sich unterschiedliche Herausforderungen. Als Untersuchungsobjekt wurden beispielhaft Rohre mit kleinen Durchmessern ausgewählt, die am kompletten Umfang im Stumpfstoß miteinander verschweißt werden. Explizit ergeben sich hier drei Problemfelder:

- Bei kleinen Außendurchmessern der Rohre ergibt sich eine stark gekrümmte Oberfläche. Durch diese Krümmung ändert sich der Kontakt des FSW-Werkzeuges mit der Werkstückoberfläche sehr stark gegenüber dem Verschweißen ebener Werkstücke. Folglich reduziert sich die Reibfläche des Werkzeuges und die Oberflächenkontur der Schweißnaht, die durch die nachlaufende Werkzeugschulter ausgeformt ist, weicht von der Kontur bei ebenen Blechen ab.
- Zudem erhöhen sich die Anforderungen an die Spannvorrichtung erheblich. Dadurch ändert sich die Massenrelation zwischen Werkstück und Spannvorrichtung, was zu einer Reduzierung der Wärmeabfuhr aus der Schweißzone führt. Insbesondere sind aber die Temperaturen in der Schweißzone während des Prozesses in starker Weise entscheidend für die Nahtqualität.
- Bei komplexen Bauteilen kann sich ein einfaches Abtrennen des Endkraters vom Bauteil als sehr schwierig gestalten. Deshalb hat der Endkrater hier eine höhere Bedeutung. Auch bei der Orbitalnaht am Rohr kann die Problematik des Endkraters nicht auf diese einfache Art und Weise gelöst werden.

Alle diese drei Problemfelder treten bei Rohren auf, die dazu im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse beruhen jedoch auf grundsätzlichen Prinzipien und können auf andere, komplexere Bauteile übertragen werden. Die Experimente wurden an Rohren aus Aluminiumlegierungen im Durchmesserbereich von 40 mm bis 160 mm auf einer handelsüblichen Werkzeugmaschine durchgeführt. Für die Versuche wurden konventionelle Werkzeuge eingesetzt, die durch eine einfache

Kontur gekennzeichnet waren. Die drei Problemfelder wurden durch drei Lösungsbausteine angegangen und es wurde jeweils eine Methodik erarbeitet, um Lösungen zur Verfügung zu stellen (Abbildung 3-8).

Der veränderte Kontakt des Werkzeuges mit dem Werkstück lässt sich mit Hilfe einer angepassten Werkzeugpositionierung kompensieren (erster Lösungsbaustein). Durch eine konventionelle Werkzeugführung können sowohl Schweißfehler als auch eine Nahtüberhöhung entstehen. Mit Hilfe zweier Bedingungen lässt sich eine optimale Position des Werkzeuges relativ zum Werkstück berechnen. Die erste Bedingung besagt, dass die nachlaufende Werkzeugschulterkante stets in Kontakt mit der Werkstückoberfläche stehen muss. Die zweite betrachtet die Volumenbilanz zwischen verdrängtem Werkstückwerkstoff durch das Werkzeug und dem Freiraum unter der Werkzeugschulter, der sich durch die Anstellung des Werkzeuges und die gekrümmten Oberfläche ergibt. Werden beide Bedingungen eingehalten, können FSW-Nähte höchster Qualität produziert werden. In einer quantitativen Analyse der Nahtüberhöhung konnten jedoch kleinere Abweichungen vom Modell gefunden werden, die aber aufgrund zweier im Berechnungsmodell nicht berücksichtigter Prozess-Struktur-Wechselwirkungen auftreten. Erstens führt die Erwärmung des Werkzeuges zu einer thermischen Ausdehnung und zweitens stellt sich aufgrund der hohen Prozesskräfte eine leichte elastische Verformung der Spannvorrichtung und der gesamten Werkzeugmaschine ein.

Des Weiteren wurden im zweiten Lösungsbaustein die Temperaturfelder am Werkstück und am Werkzeug näher betrachtet. Wie bereits erwähnt, sind die Temperaturen in der Schweißzone während des Prozesses sehr wichtig. Aus diesem Grund wurde eine Messtechnik konzipiert, die sowohl die Temperatur am Werkstück nahe der Schweißnaht (Thermografiekamera) als auch im Werkzeug (werkzeugintegriertes Thermoelement) erfassen kann. Mit beiden Messmethoden konnte nachgewiesen werden, dass sich beim Schweißen von Rohren kein stationärer Zustand einstellt, wie das bei ebenen Blechen der Fall ist. Die Rohre und die Spannvorrichtung im unmittelbaren Einfluss der Schweißzone erwärmen sich während des Prozesses. Um diesen Effekt berechnen zu können, wurde ein FE-Simulationsmodell des Werkstückes aufgebaut. Eine spezielle Herausforderung dabei war es, die Wärmequelle ausschließlich mit geometrischen und physikalischen Parametern zu beschreiben, um einen Rückschluss auf die Prozessparameter ziehen zu können. Mit diesem Ansatz für die Wärmequelle konnte gezeigt werden, dass durch eine Änderung der Drehzahl die Temperatur in der Schweißzone beeinflusst werden kann.

Der dritte Lösungsbaustein behandelte die Endkraterproblematik. Dazu wurden existierende Strategien gruppiert und neue Eindrückverfahren entwickelt. Diese wurden im Ansatz überprüft und nach erfolgreichen Vorversuchen qualitativ (metallografische Auswertung) und quantitativ (quasistatische Zugversuche) beurteilt. Bei den unterschiedlichen Eindrückverfahren überzeugte vor allem das Eindrücken ohne Zusatzmaterial (*EoZ*) durch seine Einfachheit und die erreichten Festigkeiten, die bis annähernd 90 % der Festigkeit der FSW-Naht entsprechen. Eindrücken ohne Zusatzmaterial bedeutet in diesem Zusammenhang, dass mit Hilfe eines Werkzeuges Material der Fügepartner in den FSW-Endkrater transportiert wird. Als Ergebnis wird der FSW-Endkrater, der die Tiefe der Pinlänge besitzt, durch einen flachen Eindruck (wenige Zehntel Millimeter) an der Werkstückoberfläche ersetzt. Die Auswahl einer geeigneten Endkraterstrategie allgemein ist eine vielschichtige Fragestellung. Deswegen wurden allgemeine Kriterien dafür definiert, die den Auswahlprozess erleichtern sollen. Für einen spezifizierten Anwendungsfall für Rohre wurde eine Bewertung nach diesen Kriterien für unterschiedliche Strategien durchgeführt.

In allen drei Kapiteln zu den Lösungsbausteinen wurden Methoden entwickelt, die das Verständnis für den FSW-Prozess verbessern und damit für ein breiteres Anwendungsspektrum des FSW sorgen können.

9.2 Ausblick

An die erarbeiteten Ergebnisse kann direkt angeknüpft werden. Die drei Lösungsbausteine wurden an Rohren entwickelt und getestet. Darüber hinaus wäre es von Interesse, wie sie sich bei anderen komplexen Bauteilen eignen. Beispielsweise ergeben sich bei druckgegossenen Aluminiumbauteile ähnliche Herausforderungen. Auch hier ist es oft notwendig, Geometrien zu verschweißen, bei denen ähnliche Krümmungen auftreten, wie bei den hier behandelten Rohren. Die Werkzeugführung müsste dann streckenweise angepasst werden: auf einer ebenen Oberfläche kann das Werkzeug konventionell mit leicht stechendem Anstellwinkel geführt werden; tritt es dann in den Bereich der Krümmung ein, muss die Positionierung anhand der beiden Bedingungen aus Abschnitt 6.2 angepasst werden. Der seitliche Versatz L_V kann hierzu in einen Anstellwinkel α und umgekehrt umgerechnet werden. Eine weitere Fortsetzung der Arbeiten aus dem Lösungsbaustein *Werkzeug-Werkstück-Positionierung* wäre die Integration der Prozess-Struktur-Wechselwirkungen in eine Kompensationsstrategie. Damit könnte sowohl die elastische

Verformung der Maschine als auch die thermische Ausdehnung des Werkzeuges verrechnet werden.

Bei der konkreten FSW-Anwendung an Rohren ist für den industriellen Einsatz noch eine Weiterentwicklung der Spannvorrichtung notwendig. Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Vorrichtung ist ausreichend für Prozessuntersuchungen, sie kann jedoch nur sehr kurze Rohrabschnitte fixieren. Bei längeren Rohren ist es deswegen zwingend erforderlich, den Dorn im Inneren flexibel zu gestalten. Für das Einführen des Dorns muss ein Mechanismus realisiert werden, so dass der Dorn anfangs im Durchmesser kleiner ist als der Rohrinne Durchmesser und erst an der Fügezone durch eine zusätzliche Kinematik oder Hydraulik die komplette Rohrinne ausfüllt. Als Alternative wären auch verlorene Dorne möglich, die nach dem Schweißvorgang im Rohr verbleiben können.

Generell empfiehlt es sich, die Erkenntnisse in einfache Handlungsempfehlungen, beispielweise in Form von Merkblättern, an die Anwender direkt weiterzugeben. Als Beispiel kann hier die Endkraterproblematik genannt werden. Bisher ist keine Übersicht und Einteilung existierender Strategien zur Endkratervermeidung vorhanden, obwohl jede FSW-Naht mit dem prozessbedingten Endkrater endet. Eine allumfassende Strategie kann hierzu aufgrund der Vielschichtigkeit der Anforderungen nicht angegeben werden. Umso mehr ist eine systematische Auswahlmethodik notwendig, die im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde. Für FSW-Anwender wären hierzu leicht zugängliche Dokumente, wie Normen oder Merkblätter, sehr hilfreich.

Gemäß den Worten von Professor Thomas W. Eagar werden Schweißverfahren häufig kommerziell eingesetzt, bevor sie prinzipiell verstanden wurden. Bei FSW-Anwendungen an komplexeren Bauteilen sind jedoch die grundlegenden Fragestellungen bezüglich der Werkzeug-Positionierung, des Wärmehaushaltes und des Endkraters noch nicht ausreichend untersucht worden. Dazu sollte diese Arbeit ihren Beitrag leisten und damit zu einem breiteren Anwendungsspektrum des FSW-Verfahrens führen.

„New welding technology is often commercialized before a fundamental science emphasizing the underlying physics and chemistry can be developed.“

Professor Thomas W. Eagar, Massachusetts Institute of Technology
(CHAO & XINHAI 1998, S.216)

10 Literaturverzeichnis

AKHLAGHI & GOLDAK. 2005

Akhlaghi, M.; Goldak, J. A.: Computational Welding Mechanics. New York: Springer Science+Business Media. 2005. ISBN: 0-387-23287-7.

ANDERSSON & ANDREWS 1999

Andersson, C. G.; Andrews, R. E.: Fabrication of Containment Canisters for Nuclear Waste by Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

ASSIDI ET AL. 2008

Assidi, M.; Guerdoux, S.; Fourment, L.: 3D Accurate finite element simulation of various friction stir welding phases: Plunging, Dwelling, Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

ASSIDI ET AL. 2010

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

AUER 2004

Auer, F.: Methode zur Simulation des Laserstrahlschweißens unter Berücksichtigung der Ergebnisse vorangegangener Umformsimulationen. Dissertation. Technische Universität München (2004). München: Utz. ISBN 3-8316-0485-1. (*iwb*-Forschungsberichte Band 192)

BAMPTON 1996

SCHUTZRECHT: USA US5697511 (16.12.1997) 27.09.1996 Bampton, C. F.: Tank and Method of Fabrication.

BEAMISH 2003

Beamish, A.: Friction for repair – using taper plug welding
<www.twi.co.uk/content/tb768-03.htm> 1.12.2008

BENDZSAK ET AL. 2000

Bendzsak, G. J.; North, T. H.; Smith, C. B.: An Experimentally Validated 3D Model for Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

BIALLAS ET AL. 1999

Biallas, G.; Braun, R.; Dalle Donne, C.; Staniek, G.; Kaysser, W.: Mechanical properties and corrosion behaviour of friction stir welded 2024-T3. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

BOYWITT 2009

Boywitt, R.: Erfahrungen beim Rührreibschweißen von Stahl. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreibschweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

CEDERQVIST 2004

Cederqvist, L.: FSW to Seal 50 mm thick Copper Canisters - a Weld that lasts for 100000 Years. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042.

CEDERQVIST 2006

Cederqvist, L.: FSW to Manufacture and Seal 5 cm Thick Copper Canisters for Sweden's Nuclear Waste. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saviour, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

CEDERQVIST & ANDREWS 2003

Cederqvist, L.; Andrews, R. E.: A Weld that lasts for 100000 Years: FSW of Copper Canisters. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

CHAO & XINHAI 1998

Chao, Y. J.; Xinhai, Q.: Thermal and thermo-mechanical Modeling of Friction Stir Welding of Aluminum Alloy 6061-T6. Journal of Materials Processing and Manufacturing Science, 7, 1998, S. 215–233.

CHAO 1999

Chao, Y. J.: Heat Transfer and Thermo-Mechanical Analysis of Friction Stir Joining of AA6061-T6 Plates. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

CHEN & KOVACEVIC 2003

Chen, C.; Kovacevic, R.: Finite Element Modelling of Thermomechanical Performance of Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

CHINA FSW CENTER 2011

China FSW Center. Friction Stir Welding of 2024-T3 Aluminum Tubes for Hydroforming Application <www.cfswt.com> 17.04.2011.

CHRISTNER 2007

Christner, B.: Welding the Eclipse 500. Aerospace and Defense Manufacturing 2007 (2007), S. 65– 67.

CHRISTNER ET AL. 2003A

Christner, B.; Hansen, M.; Skinner, M.; Sylva, G.: Friction Stir Welding System Development for Thin-Gauge Aerospace Structures. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

CHRISTNER ET AL. 2003B

Christner, B.; McCoury, J.; Higgins, S.: Development and Testing of Friction Stir Welding (FSW) as a Joining Method for Primary Aircraft Structure. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

COLEGROVE 2000

Colegrove, P.: 3 Dimensional Flow and Thermal Modelling of the Friction Stir Welding Process. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

COLEGROVE ET AL. 2004

Colegrove, P.; Shercliff, H.; Robson, J.: Integrated Process Modelling of Friction Stir Welding. Science and Technology of Welding and Joining 9, 2004, S. 352-361.

COLLIGAN & PICKENS 2005

Colligan, K. J.; Pickens, J. R.: Friction Stir Welding of Aluminum Using a Tapered Shoulder Tool. In: Jata, M.; Mishra, R. S.; Lienert, T. J. (Hrsg.): Friction Sitr Welding and Processing III 2005.

DAWES & THOMAS 1999

Dawes, C. J.; Thomas, W. M.: Developmnet of Improved Tool Designs for Friction Stir Welding of Aluminium. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

DENKO & ENOMOTO 2001

Denko, S.; Enomoto, M.: Mass Production of Al Suspension Parts using FSW for Automotive Industry. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

DILTHEY 2005

Dilthey, U.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren. 3., bearb. Aufl. Berlin: Springer 2005. ISBN: 978-3540216735.

DIN 69871-1

DIN 69871-1: Steilkegelschäfte für automatischen Werkzeugwechsel – Teil 1: Form A, Form AD, Form B und Ausführung mit Datenträger. Berlin: Beuth 1995.

DIN EN 8593-6

DIN EN 8593-6: Fertigungsverfahren Fügen – Teil 6: Fügen durch Schweißen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth 1985.

DIN EN 14610

DIN EN 14610: Schweißen und verwandte Prozesse: Begriffe für Metallschweißprozesse. Berlin: Beuth 2005.

DIN EN 755-2

DIN EN 755-2: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Stranggepresste Stangen, Rohre und Profile - Teil 2: Mechanische Eigenschaften. Berlin: Beuth 2006.

DIN EN 573-3

DIN EN 573-3: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeugen – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen;. Berlin: Beuth 2007.

DIN EN ISO 17659

DIN EN ISO 17659: Schweißen – Mehrsprachige Benennungen mit bildlichen Darstellungen. Berlin: Beuth 2005.

DIN EN 10002-1

DIN EN 10002-1: Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Berlin: Beuth 2001.

DIN EN 60584-1

DIN EN 60584-1: Thermopaare – Teil 1: Grundwerte der Thermospannungen. Berlin: Beuth 1995.

DING 2000

Ding, J.: Force characterization on the welding pin of a friction stir welding retractable pin tool using aluminium-lithium 2195. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

DUBOURG ET AL. 2008

Dubourg, L.; Gholipour, J.; Jahazi, M.: Friction Stir Welding of 2024-T3 Aluminum Tubes for Hydroforming Application. In: David, S. A.; DebRoy, R.; DuPont, J. N.; Koseki, T.; Smartt, H. B. (Hrsg.): Trends in Welding Research. Materials Park, Ohio: ASM International 2008, S. 549–556.

DUBOURG & DACHEUX 2006

Dubourg, L.; Dacheux, P.: Design and Properties of FSW Tool: A Literature Review. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saviour, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

EIGEN ET AL. 2010

Eigen, N.; Kahnert, M.; Masny, H.; Windisch, M.; Radtke, W.: Properties of Friction Stir Welds for Cryogenic Tanks of Space Launchers. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 8th International Symposium on Friction Stir Welding (Timmendorfer Strand, Deutschland, 18.-20.05.2010) 2010.

EIREINER 2006

Eireiner, D.: Prozessmodelle zur statischen Auslegung von Anlagen für das Friction Stir Welding. Dissertation. Technische Universität München (2006). München: Utz. ISBN 3-8316-0650-1. (*iwb*-Forschungsberichte Band 201)

ELLERMANN 2009

Ellermann, F.: Neue FSW geschweißte Produkte. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreibschweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

ELSER ET AL. 2009

Elser, J.; Ruch, D.; Schneider, M.; Köhler, G.; Gerbracht, T.; Ochs, A.; Marre, M.; Becker, D.; Selvaggio, A.; Huber, S.; Ruhstorfer, M.: Steigerung der Qualität und Zuverlässigkeit einer Prozesskette zur flexiblen Herstellung leichter Tragwerkstrukturen. ZWF 104 (2009) 6, S. 442–449.

ENGELHARD ET AL. 2001

Engelhard, G.; Hillers, T.; Pellkofer, D.: Orbital Friction Stir Welding of Aluminium Pipes. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

ENGELHARD & PELLKOFER 1996

SCHUTZRECHT: Deutschland EP0803314A2 (29.10.1997). Engelhard, G.; Pellkofer, D.: Vorrichtung zum Fügen zweier Rohre.

FEHRENBACHER ET AL. 2008

Fehrenbacher, A.; Pfefferkorn, F. E.; Zinn, M. R.; Ferrier, N. J.; Duffie, N. A.: Closed-Loop control of Temperature in Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

FEHRENBACHER ET AL. 2010

Fehrenbacher, A.; Neil, A.; Duffie, N. J.: Temperature measurement and closed-loop control in friction stir welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 8th International Symposium on Friction Stir Welding (Timmendorfer Strand, Deutschland, 18.-20.05.2010) 2010.

FERNANDEZ 2010

Fernandez, F.: Friction Stir Welding on Mid Size Aircraft. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 8th International Symposium on Friction Stir Welding (Timmendorfer Strand, Deutschland, 18.-20.05.2010) 2010.

FRATINI & PIACENTINI 2006

Fratini, L.; Piacentini, M.: Friction Stir Welding of 3D industrial Parts. In: ASME (Hrsg.): 8th Biennial ASME Conference on Engineering Systems Design and Analysis (Turin, Italien, 04.-07.07.2006) 2006.

FRIEDRICH ET AL. 2008

Friedrich, H. E.; Treffinger, P.; Kopp, G.; Knäbel, H.: Werkstoffe und Bauweisen ermöglichen neue Fahrzeugkonzepte. In Schindler, V.; Sievers, I. (Hrsg.): Forschung für das Auto von morgen – Aus Tradition entsteht Zukunft. 1. Auflage. Berlin: Springer, S. 301–345

FRIGAARD ET AL. 1999

Frigaard, O.; Grong, O.; Bjorneklett: Modelling of the thermal and microstructure fields during friction stir welding of aluminium alloys. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

FRIGAARD ET AL. 2001

Frigaard, O.; Grong, O.; Midling, O. T.: A process model for friction stir welding of age hardening aluminium alloys. Metallurgical and Materials Transactions 32 (2001), S. 1189–1302.

GEBHARD 2011

Gebhard, P.: Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen beim Rührreibschweißen. Dissertation. Technische Universität München (2011). München: Utz. ISBN 978-3-8316-4129-1. (*iwb*-Forschungsberichte Band 253)

GEBHARD & ZAEH. 2006

Gebhard, P.; Zaeh, M. F.: Empirical Model for the Tool Shoulder Temperature during Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

GEBHARD & ZAEH 2008

Gebhard, P.; Zäh, M. F.: Force Control Design for CNC Milling Machines for Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

GERCEKCIOGLU ET AL. 2006

Gerçekcioglu, E.; Ren, T.; Yildizli, K.; Salamci, E.: The Application of Friction Stir Welding Method to the Aluminium Alloy of AA 6063-T6 Pipe Using Milling Machine. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

GERLICH ET AL. 2007

Gerlich, A.; Yamamoto, M.; North, T. H.: Strain Rates and Grain Growth in Al 5754 and Al 6061 Friction Stir Spot Welds. Metallurgical and Materials A 38 (2007) 6, S. 1291-1302.

GOULD & FENG 1998

Gould, J. E.; Feng, Z.: Heat Flow Model for Friction Stir Welding of Aluminium Alloys. Journal of Materials Processing & Manufacturing Science 7 (1998), S. 185–194.

GRATECAP ET AL. 2008

Gratecap, F.; Racineux, G.; Marya, S.: A simple methodology to define conical tool geometry and welding parameters in friction stir welding. International Journal of Material Forming 1 (2008) 3, S. 143–158.

GSI SLV 2009

Gesellschaft für Schweißtechnik GSI SLV (Hrsg.): Internationaler Schweißfachingenieurlehrgang 2009.

HAMMERS ET AL. 2011

Hammers, T.; Weidenmann, K.; Schulze, V.: Ermüdung an rührreibgeschweißten federstahldrahtverstärkten EN AW-6060. In: Wielage, B. (Hrsg.): Tagungsband zum 18. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde. (Chemnitz, Deutschland, 30.03-01.04.2011), 2011, S. 381–386. ISBN: 9783000338014.

HASHIMOTO ET AL. 1999

Hashimoto, T.; Jyogan, S.; Nakata, K.; Kim, Y. G.; Ushio, M.: FSW Joints of High Strength Aluminium Alloy. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

HIRANO ET AL. 2001

Hirano, S.; Okamoto, K.; Aota, K.; Okamura, H.; Aono, Y.; Odakura, T.: Development of 3 dimensional type Friction Stir Welding Equipment. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

HORI ET AL. 1999

Hori, H.; Makita, S.; Hino, H.: Friction Stir Welding of Rolling Stock for Subway. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

HÜTTER ET AL. 2011

Hütter, A.; Lind, C.; Enzinger, N.: Orbitalschweißen von Aluminiumrohren. In: Helmholtz-Zentrum Geesthacht (Hrsg.): 5. FSW-Workshop - Rührreibschweißen (Timmendorfer Strand, Deutschland, 04.06.04.2011) 2011

INFRA TEC GMBH 2011

InfraTec GmbH: InfraTec - Fragen Sie die Spezialisten. <www.infratec.de> 14.03.2011.

JENE ET AL. 2006

Jene, T.; Dobman, G.; Wagner, G.; Eifler, D.: Oxide Fragments in Friction Stir Welds - Distribution and Effects on Crack Initiation. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

JONES ET AL. 1999

Jones, C.; Adams, G.: Assembly of a Full-Scale External Tank Barrel Section using Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

JUHAS ET AL. 2000

Juhas, M. C.; Viswanathan, G. B.; Fraser, H. L.: Microstructural Evolution in Ti Alloy Friction Stir Welds. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

KAHNERT ET AL. 2010

Kahnert, M.; Radtke, W.; Masny, H.; Hegels, J.; Eigen, N.: Use of Friction Stir Welding in the Net-Shape Production of Spin Formed Domes. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 8th International Symposium on Friction Stir Welding (Timmendorfer Strand, Deutschland, 18.-20.05.2010) 2010.

KALLEE & MISTRY 1999

Kallee, S. W.; Mistry, A.: Friction Stir Welding in the Automotive Body in White Production. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

KALLEE ET AL. 2003

Kallee, S.; Nicholas, E. D.; Thomas, W. M.: Industrialisation of Friction Stir Welding for Aerospace Structures. In: IIW (Hrsg.): 56th International Conference on Metallic Welded Structures. (Bukarest, Rumänien 06.-11.7.2003) 2003.

KALLEE & THOMAS 2005

Kallee, S.; Thomas, W. M.: Forschungsaktivitäten in der Verfahrens- und Werkzeugentwicklung. In: AMAG (Hrsg.): AMAG Technologietage (Ranshofen, Österreich 24.-25.10.2005) 2005.

KÄLLGREN 2005

Källgren, T.: Friction Stir Welding of Copper Canisters for Nuclear Waste (PhD Thesis); Royal Institute of Technology. Stockholm (Schweden), 2005.

KAMMER 2002

Kammer, C.: Aluminium Taschenbuch. 16. Auflage. Düsseldorf: Aluminium 2002. ISBN: 9783870172756.

KIM ET AL. 2006

Kim, Y. G.; Fujii, H.; Tsumura, T.; Komazaki, T.; Nakata, K.: Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy. *Materials Science and Engineering, Part A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing)* 415 (2006) 1-2, S. 250–254.

KIMAPONG & WATANABE 2004

Kimapong, K.; Watanabe, T.: Friction Stir Welding of Aluminum Alloy and Steel. *Welding Journal* 83 (2004) 1, S. 277–282.

KONZ 2009

Konz, H.: Qualifikation des Rührreißschweißens unter Anwendung der prEN ISO 25239 Teil 1-5. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreißschweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

KUMAR ET AL. 2008

Kumar, A.; Fairchild, D. P.; Ford, S. J.: Modeling of heat transfer and material flow during FSW of steel. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

LAP GMBH LASER APPLIKATIONEN 2011

LAP GmbH Laser Applikationen: LAP Laser. <www.lap-laser.com> 14.03.2011.

LEONARD & LOCKYER 2003

Leonard, A. J.; Lockyer, S. A.: Flaws in Friction Stir Welds. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

LIU ET AL. 1997

Liu, G.; Murr, L. E.; Niou, C.-S.; McClure, J. C.; Vega, F. R.: Microstructural aspects of the friction-stir welding of 6061-T6 aluminum. *Scripta Materialia* 37 (1997) 3, S. 355-361.

LOHWASSER 2000

Lohwasser, D.: Application of Friction Stir Welding for Aircraft Industry. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

LOHWASSER 2001

Lohwasser, D.: Welding of Airframe by Friction Stir. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

LOHWASSER 2010

Lohwasser, D. (Hrsg.): Friction Stir Welding. Boca Raton, Florida, Oxford: CRC Press; Woodhead 2010. ISBN: 978-1-4398-0211-3.

LOITZ & WULFSBERG 2009

Loitz, H.; Wulfsberg, J. P.: Rührreischweißen - Systemtechnik zur Prozessentwicklung. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreischweißen Workshop 2009.

LORENZ & KÖHLER 2000

Lorenz, H.; Köhler, M.: Experimentelle Untersuchung der haftungsbestimmenden Mechanismen zwischen zwei metallischen Körpern. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 31 (2000) 8, S. 703–707.

LUAN ET AL. 2004

Luan, G.; Lin, S.; Chai, P.; Li, H.: Friction Stir Welding in Large 6063 Al Extrusions Manufacturing. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042.

LUAN 2008

Luan, G.: Friction Stir Welding sets sail in China. Australian Manufacturing Technology, 2 (2008) 2, S. 58–59.

MARIE 2001

Marie, F.: Development of Friction Stir Welding of 7000 Serie Extrusions for Central Wing Box Application. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

MARIE & ALLEHAUX 2006

Marie, F.; Allehaux, D.: Development of FSW for Optimum Run-Out Performance. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

MARRE ET AL. 2009

Marre, M.; Ruhstorfer, M.; Tekkaya, A. E.; Zaeh, M. F.: Manufacturing of Lightweight Frame Structures by Joining of (None-)Reinforced Profiles. Materials Science & Technology 2009: Joining of Advanced and Speciality Materials. (Pittsburgh, Pennsylvania, USA, 25.-29.10.2009) 2009.

MASNY 2010

Masny, H.: Besondere Herausforderungen in der Raumfahrt – Alumnimschweißen bei der Trägerrakete Ariane 5. In: Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren (Hrsg.): Strahlschweißen von Aluminium (DVS-Berichte Band 266). Düsseldorf: DVS Media. S. 28–35.

MATHERS 2005

Mathers, G.: The welding of aluminium and its alloys. Boca Raton, Florida: CRC Press/Woodhead Pub. 2005. ISBN: 9781855735675.

MESTEK 2011

Mestek, M: Expertengespräch über Möglichkeiten der Behandlung von FSW-Endkratern bei MT Aerospace (Augsburg, 15.07.2011).

MEYER 2006

Meyer, A.: Tailored Welded Blanks in the new Audi R8. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

MEYER & SCHILLING 2007

Meyer, A.; Schilling, C.: Tailored Blanks aus Aluminium werden mit dem Rührreischweißen gefertigt. Maschinenmarkt (ohne Jahrgang) (2007) 42, S. 32–33.

MEYER 2009

Meyer, A.: Rührreischweißen von hochfesten Aluminiumprofilen für Aufgleisbrücken. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreischweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

MIDLING ET AL. 1999

Midling, O. T.; Kvale, J. S.; Dahl, O.: Industrialisation of the Friction Stir Welding Technology in Panels Production for the Maritime Sector. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

MINTON & MYNORS 2006

Minton, T.; Mynors, D. J.: Utilisation of engineering workshop equipment for friction stir welding. Journal of Materials Processing Technology 177 (2006) 1-3, S. 336-339.

MISHRA & MA 2005

Mishra, R. S.; Ma, Z. Y.: Friction stir welding and processing. Materials Science & Engineering 50 (2005) (ohne Nummer), S. 1–78.

MISHRA & MAHONEY. 2007

Mishra, R. S.; Mahoney, M. W.: Friction Stir Welding and Processing. Materials Park, Ohio: ASM International 2007. ISBN: 087170840X.

MONONEN ET AL. 2001

Mononen, J.; Siren, M.; Hänninen, H.: Cost Comparison of FSW and MIG welded Aluminum Panels. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

MUELLER 2009

Mueller, S.: Friction Stir Welding as joining process in the shipbuilding industry. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreischweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

NAGANO ET AL. 2001

Nagano, Y.; Jogan, S.; Hashimoto, T.: Mechanical Properties of Aluminium Die Casting joined by FSW. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

NELSON ET AL. 2000

Nelson, T. W.; Sorensen, C. D.; Johns, C.; Strand, S.; Christensen, J.: Joining of Thermoplastics with Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

NISHIHARA & NAGASAKA 2003

Nishihara, T.; Nagasaka, Y.: Measurement of Tool Temperature during Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

OOSTERKAMP & HEURTAUX 2006

Oosterkamp, L. D.; Heurtaux, F.: New polymorph friction-stir-welded aluminium liquid petroleum gas tank. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering 220 (2006) 1, S. 27–35.

PALM ET AL. 2003

Palm, F.; Steiger, H.; Henneboehle, U.: The Origin of Particle (oxide) Traces in Friction Stir Welds. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

PEDWELL ET AL. 1999

Pedwell, R.; Davies, H.; Jefferson, A.: The Application of Friction Stir Welding to Aircraft Wing Structures. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 1st International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.-16.05.1999) 1999.

PRDIN EN ISO 25239-1

prDIN EN ISO 25239-1: Rührreibschweißen von Aluminium – Teil 1: Begriffe. Berlin: Beuth 2007.

RADAJ 1999

Radaj, D.: Schweißprozesssimulation. Düsseldorf: Verl. für Schweißen und verwandte Verfahren. 1999. ISBN: 3-87155-188-0.

RECORD ET AL. 2004

Record, J. H.; Covington, J. L.; Nelson, T. W.; Sorensen, C. D.; Webb, B. W.: Fundamental Characterization of Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042.

REISGEN ET AL. 2010

Resigen, U.; Olschok, S.; Wagner, N.; Zäh, M. F.; Oefele, F.; Ruhstorfer, M.: Aktuelle Fügeverfahren für Aluminiumwerkstoffe. In: Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren (Hrsg.): Strahlschweißen von Aluminium (DVS-Berichte Band 266). Düsseldorf: DVS Media. S. 22–27.

REYNOLDS ET AL. 2001

Reynolds, A. P.; Posada, M.; DeLoach, J.; Skinner, M.; Halpin, J.; Lienert, T. J.: FSW of Austenitic Stainless Steels. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

ROEREN 2007

Roeren, S.: Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse: Dissertation. Technische Universität München (2006). München: Utz. ISBN: 9783831606801. (*iwb*-Forschungsberichte Band 203).

SCHMIDT & HATTEL. 2004

Schmidt, H.; Hattel, J.: Modelling thermomechanical Conditions at the Tool / Matrix Interface in Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042.

SCHMIDT & HATTEL. 2008

Schmidt, H.; Hattel, J.: A thermal-pseudo-mechanical model for the heat generation in Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

SCHNEIDER & NUNES 2004

Schneider, J.; Nunes, A. C.: Characterization of Plastic Flow and resulting Microtextures in a Friction Stir Weld. Metallurgical and Materials Transactions B, 35 (2004) 4, S. 777–783.

SHEIKHI 2006

Sheikhi, S.: Herstellung und Bewertung der Umformbarkeit von reibrührgeschweißten Tailored Blanks aus Aluminiumlegierungen. Dissertation Universität Duisburg-Essen (2006). Geesthacht: GKSS. (GKSS Forschungszentrum 2006/10).

SHEIKHI ET AL. 2004

Sheikhi, S.; dos Santos, J. F.; Lösch, S.: On the Formability of Friction Stir Welded Aluminium Tailored Blanks. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042.

SHEPHERD 2000

Shepherd, G. E.: The Potential for Using Solid Phase Welding to Repair Cracks that may occur on thin Aluminium Aircraft Wing Structure. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 2nd International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.-28.06.2000) 2000.

SHINODA ET AL. 2001

Shinoda, T.; Tokisue, H.; Enomoto, M.; Hori, H.; Koga, S.; Kumogai, M.; Matsumoto, K.; Okamura, H.; Tsuchiya, K.: Recent Trends of Research and Development of FSW Technology in Japan. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 3rd International Symposium on Friction Stir Welding (Kobe, Japan, 27.-28.09.2001) 2001.

SILVANUS 2009

Silvanus, J.: COINS WP 6 - Innovationen zum Rührreibschweißen: DeltaN Schweißwerkzeug Konzept. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreibschweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

SIMAR ET AL. 2004

Simar, A.; Pardoën, T.; de Meester, B.: Influence of friction stir welding parameters on the power input and temperature distribution in aluminium alloys. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042

SKINNER ET AL. 2003

Skinner, M.; Edwards, R. L.; Adams, G.; Zhixian, L.: Improvement to the FSW Process using Self-Reacting Technology. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

SMITH 2007

Smith, C. B.: Robots and Machines for Friction Stir Welding / Processing. In: Mishra, R. S. et al. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing: ASM Intl. 2007, S. 219-234. ISBN: 087170840X.

SMITH & LORD. 2008

Smith, I. J.; Lord, D.: FSW Patents – A Stirring Story. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

SONG & KOVACEVIC 2003

Song, M.; Kovacevic, R.: A Coupled Heat-Transfer Model for Workpiece and Tool in Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

SPRINGER & KOSTKA 2009

Springer, H.; Kostka, A.: Verbinden von hochfestem Stahl mit einer Aluminiumlegierung durch Rührreißschweißen. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreißschweißen Workshop (Geesthacht, Deutschland, 31.03.-02.04.2009) 2009.

ST. GEORGES ET AL. 2006

St. Georges, L.; Dassylva, R.; Kiss, L. I.; Perron, A. L.: Prediction of optimal parameters for FSW. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saviour, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

STROMBECK ET AL. 2003

Strombeck, A. von; Sheikhi, S.; dos Santos, J. F.: Effect of Welding Speed on the Properties of Friction Stir Welded Tailored Blanks. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

SUHUDDIN ET AL. 2009

Suhuddin, U. F.; Mironov, S.; Sato, Y. S.; Kokawa, H.; Lee, C. W.: Grain structure evolution during friction-stir welding of AZ31 magnesium alloy. *Acta Materialia* 57 (2009) 18, S. 5406–5418.

TAKESHITA & HIBBARD 2001

SCHUTZRECHT: US6213379B1 Takeshita, R.; Hibbard, K.: Friction Plug Welding

THOMAS 1995

SCHUTZRECHT: Großbritannien EP06145480 (08.11.1995). Thomas, W. M.: Improvements Relating to Friction Welding.

THOMPSON 2003

Thompson, J.: Space Shuttle ET Friction Stir Weld Machines. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 4th International Symposium on Friction Stir Welding (Park City, Utah, USA, 14.-16.05.2003) 2003. ISBN: 1903761018.

VDI 2006

VDI: VDI-Wärmeatlas
VDI - Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen. Berlin: Springer 2006.

VOELLNER ET AL. 2006

Voellner, G.; Zäh, M. F.; Kellenberger, O.; Lohwasser, D.; Silvanus, J.: 3-Dimensional Friction Stir Welding using a modified high payload robot. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

VÖLLNER 2010

Völlner, G.: Rührreischweißen mit Schwerlast-Industrierobotern: Dissertation. Technische Universität München (2010). München: Utz. ISBN: 9783831609550. (*iwb*-Forschungsbericht Band 235).

WARE 2009

SCHUTZRECHT US 2008005684 (01.10.2009). American Panel Group Pr.: Ware, B.: Retractable Pin Tool.

WIDENER ET AL. 2006

Widener, C.; Talia, J. E.; Tweedy, B.; Burford, D.: High-Rotational Speed Friction Stir Welding with a fixed Shoulder. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 6th International Symposium on Friction Stir Welding (Saint Saver, Kanada, 10.-13.10.2006) 2006.

WIDENER ET AL. 2008

Widener, C.; Tweedy, B.; Burford, D.: An Investigation of the Effects of Tool Design and Welding Parameters on Fatigue Life in Friction Stir Welded 2024-T3. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 7th International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.-22.05.2008) 2008.

WILDEN ET AL. 2007

Wilden, J.; Bergmann, J. P.; Luhn, T.: Rührreischweißen von dünnen Aluminium- und Stahlblechen. In: DVS (Hrsg.): Große Schweißtechnische Tagung 2007 (Basel, Schweiz, 16.-18.09.2007) 2007.

WILDEN ET AL. 2009

Wilden, J.; Neumann, T.; dos Santos, J. F.: Einsatz des kraftautarken Werkzeuges Bobbin-Tool zum Rührreibschweißen der Aluminiumlegierung 2024-T351. In: GKSS (Hrsg.): 4. GKSS Rührreibschweißen Workshop 2009.

WSM WERKZEUGSTAHL GMBH 2011

wSM Werkzeugstahl GmbH: Kompetenz in Stahl. <www.wsm-werkzeugstahl.de> 14.03.2011.

ZAEH ET AL. 2004

Zaeh, M. F.; Eireiner, D.; Papadakis, L.: Friction Stir Welding with Modern Milling Machines / Requirements, Approach and Application. In: TWI Ltd. (Hrsg.): 5th International Symposium on Friction Stir Welding (Metz, Frankreich, 14.-16.09.2004) 2004. ISBN: 1903761042.

ZÄH & SCHOBER 2011

Zäh, M. F.; Schober, A.: Simulation des thermischen Fügens von Leichtbauprofilen. In: Tekkaya, A. E.; Baier, H.; Biermann, D.; Fleischer, J.; Schulze, V.; Zäh, M. F.; Pietzka, D. (Hrsg.): Integration von Umformen, Trennen und Fügen für die flexible Fertigung von leichten Tragwerkstrukturen. Düsseldorf: VDI 2011, S. 239–254. ISBN: 978-3-18-367802-0.

ZÄH ET AL. 2008

Zäh, M. F.; Ruhstorfer, M.; Gebhard, P.: Aktuelle Forschungstrends in der Produkt- und Prozessgestaltung. Maschinenbau - Das Schweizer Industriemagazin 36 (2008) 8, S. 42–45.

ZHAO ET AL. 2009

Zhao, X.; Kalya, P.; Landers, R. G.; Krishnamurthy, K.: Empirical Dynamic Modeling of Friction Stir Welding Processes. Journal of Manufacturing Science and Engineering 131 (2009) 2, S. 27–36.

11 Studienarbeitsverzeichnis

Im Rahmen dieser Arbeit wurden folgende Studienarbeiten durchgeführt und wissenschaftlich durch den Autor angeleitet und betreut. In Klammern sind jeweils die Abschnitte der Dissertation angegeben, in welche die Ergebnisse der Studienarbeiten eingeflossen sind.

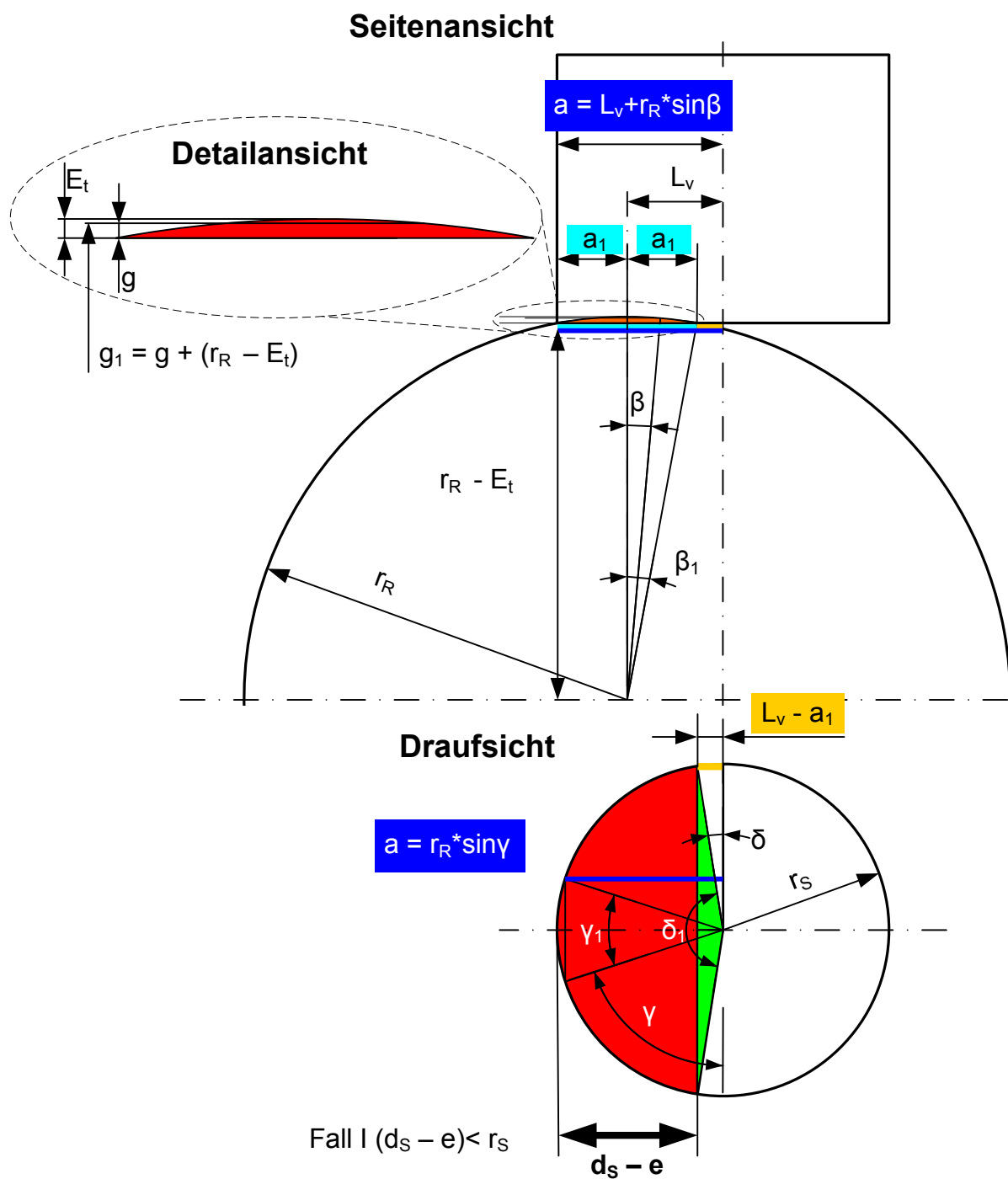
- Stefan Tanner 2008 (Semesterarbeit): Konstruktion einer Aufspannung für das Rührreibschweißen von Rohren (Abschnitt 5.2)
- Stefan Magerl 2008 (Semesterarbeit): Aufbau eines Temperaturmesssystems für das Rührreibschweißen (Abschnitt 6.3.2)
- Antonis Mitsakos 2008 (Diplomarbeit): Rührreibschweißen an Rohren aus Aluminium – Voruntersuchungen (Voruntersuchungen für Kapitel 6)
- Matthias Glonegger 2009 (Semesterarbeit): Auslegung und Konstruktion einer variablen Spanntechnik für das Rührreibschweißen von Rohren (Abschnitt 5.2)
- Frank Dreher 2010 (Semesterarbeit): Thermische und metallografische Untersuchung des Rührreibschweißens von Rohren (Abschnitt 3.2)
- Franz X. Wirth 2010 (Diplomarbeit): Untersuchung des reduzierten Werkzeug-Bauteil-Kontakts beim Rührreibschweißen von Rohren (Abschnitt 6.1 – 6.3, 6.5)
- Frederic Soukup 2011 (Diplomarbeit): Modellierung des Wärmehaushaltes beim Rührreibschweißen von Rohren (Abschnitt 7.2.3, 7.3, 7.4)
- Magnus Goebel 2011 (Semesterarbeit): Strategien zur Beseitigung des Endkraters beim Rührreibschweißen (Abschnitt 8.2)

Der Autor bedankt sich recht herzlich bei allen Studierenden.

12 Anhang

A Berechnung der Volumenanteile

A1 Berechnung des verdrängten Volumens $V_{Schulter,I}$ (Formel 6-6)



1. Berechnung der Fläche A_K

$$\gamma_1 + 2\gamma = \pi \Rightarrow \gamma_1 = \pi - 2\gamma$$

$$\delta_1 + 2\delta = \pi \Rightarrow \delta_1 = \pi - 2\delta$$

$$A_K = A_2 - A_1$$

$$\begin{aligned} A_2 &= A_{\text{Sektor},2} - A_{\text{Dreieck},2} = \left(\frac{\delta_1}{2} r_s^2\right) - (r_s^2 \sin \delta \cos \delta) = \\ &= \left(\frac{\pi - 2\delta}{2} r_s^2\right) - (r_s^2 \sin \delta \cos \delta) = r_s^2 \left(\frac{\pi}{2} - \delta - \sin \delta \cos \delta\right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_1 &= A_{\text{Sektor},1} - A_{\text{Dreieck},1} = \left(\frac{\gamma_1}{2} r_s^2\right) - (r_s^2 \sin \gamma \cos \gamma) = \\ &= r_s^2 \left(\frac{\pi}{2} - \gamma - \sin \gamma \cos \gamma\right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_K &= r_s^2 \left(\frac{\pi}{2} - \delta - \sin \delta \cos \delta - \frac{\pi}{2} + \gamma + \sin \gamma \cos \gamma\right) = \\ &= r_s^2 (-\delta - \sin \delta \cos \delta + \gamma + \sin \gamma \cos \gamma) \end{aligned}$$

2. Darstellung von A_K in Abhängigkeit von E_t, L_V, d_s

aus Seitenansicht: $\beta \in [0, \beta_1]$ mit $\beta_1 = \arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}$

$$a = L_V + a_1 \text{ mit } a_1 = r_R \sin \beta$$

$$a = L_V + r_R \sin \beta$$

$$g_1 = g + (r_R - E_t) \text{ mit } \cos \beta = \frac{g_1}{r_R} \Rightarrow g_1 = r_R \cos \beta$$

$$r_R \cos \beta = g + r_R - E_t \Rightarrow g = r_R \cos \beta - r_R + E_t$$

aus Draufsicht:

$$a = L_V + a_1 = L_V + r_s \sin \delta_1$$

$$L_V - a_1 = r_s \sin \delta$$

Kopplung von Seiten- und Draufsicht über a :

$$a = L_V + r_R \sin \beta = r_s \sin \delta_1$$

$$\sin \delta = \frac{L_V - a_1}{r_s} = \frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_s} \Rightarrow \delta = \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_s} \right)$$

$$\sin \gamma = \frac{a}{r_s} = \frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_s} \Rightarrow \gamma = \arcsin \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_s} \right)$$

$$r_s^2 = (L_V - a_1)^2 + (r_s \cos \delta)^2 \Rightarrow (r_s \cos \delta)^2 = r_s^2 - (L_V - a_1)^2$$

$$\cos \delta = \frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V - a_1)^2}}{r_s} = \frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V + r_R \sin \beta)^2}}{r_s}$$

analog:

$$\cos \gamma = \frac{\sqrt{r_s^2 - a^2}}{r_s} = \frac{\sqrt{r_s^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_s}$$

$$\begin{aligned}
A_K = f(\beta) &= r_S^2 (-\delta - \sin \delta \cos \delta + \gamma + \sin \gamma \cos \gamma) = \\
r_S^2 &\left[-\arcsin\left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S}\right) - \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S}\right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V + r_R \sin \beta)^2}}{r_S}\right) \right. \\
&\left. + \arcsin\left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S}\right) + \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S}\right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S}\right) \right]
\end{aligned}$$

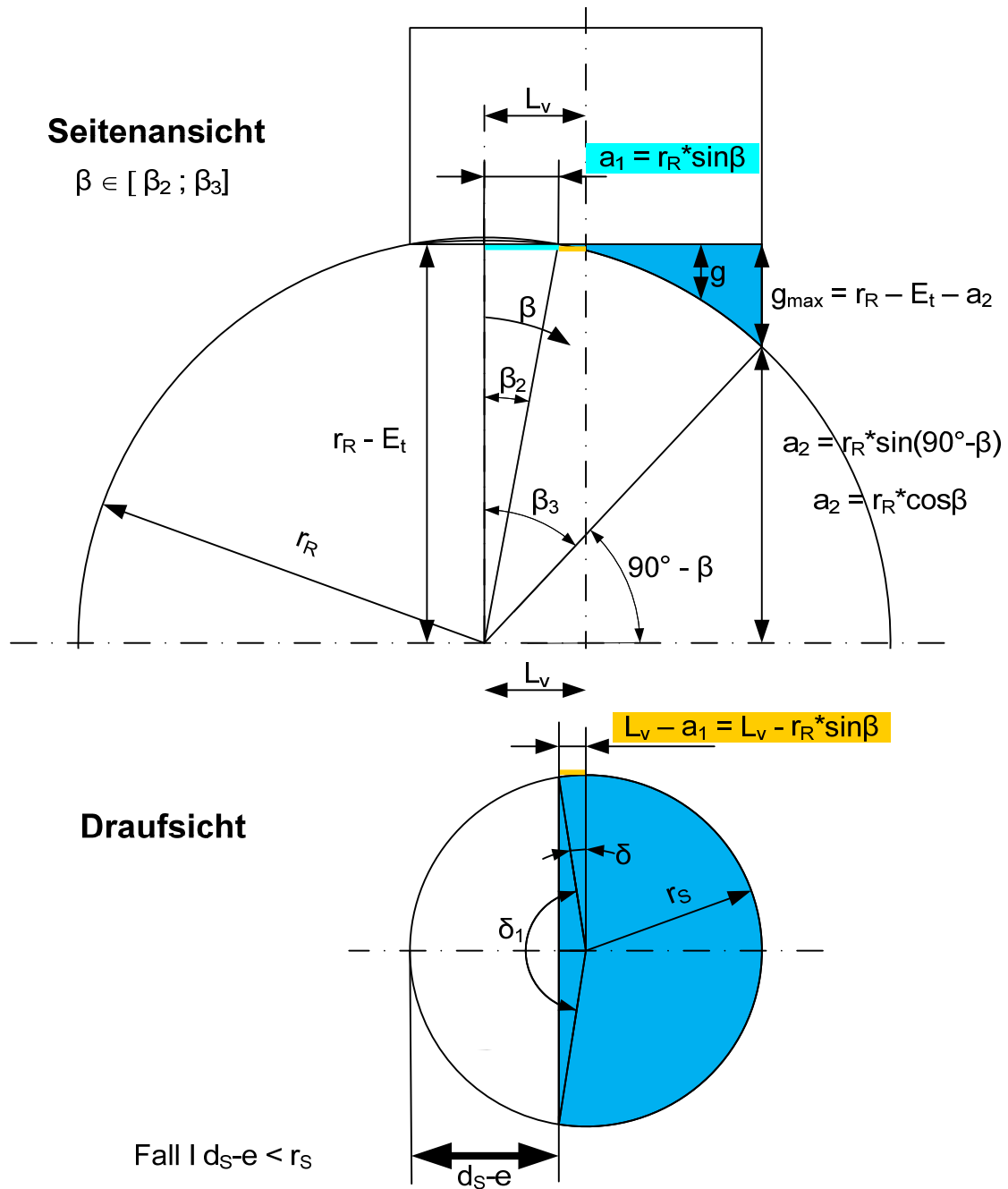
3. Berechnung des Volumens

$$\begin{aligned}
V &= \int_0^{E_t} A_K(\beta) dg \\
g &= E_t \text{ f\"ur } \beta = 0^\circ & g &= r_R \cos \beta - r_R + E_t
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\frac{dg}{d\beta} &= -r_R \sin \beta \Rightarrow dg = -r_R \sin \beta d\beta \\
\Rightarrow V &= \int_{\beta}^0 A(\beta) (-r_R \sin \beta) d\beta = r_R \int_0^{\beta} A(\beta) \sin \beta d\beta \\
V &= r_S^2 r_R \int_0^{\beta} \left[-\arcsin\left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S}\right) - \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S}\right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V + r_R \sin \beta)^2}}{r_S}\right) \right. \\
&\left. + \arcsin\left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S}\right) + \left(\frac{L_V + r_R \sin \beta}{r_S}\right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S}\right) \right] \sin \beta d\beta \\
\text{mit } \beta_1 &= \arccos\left(\frac{r_R - E_t}{r_R}\right)
\end{aligned}$$

Die Berechnung von $V_{Schulter,II}$ unterscheidet sich in der Berechnung der Fläche A_K .

A2 Berechnung des freien Volumens $V_{frei, Schulter, I}$ (Formel 6-10):



1. Berechnung der Fläche A_{frei}

$$\delta_1 + 2\delta = \pi \quad \Rightarrow \delta_1 = \pi - 2\delta$$

$$A_{frei} = A_{Kreis} - A_{Segment}$$

$$A_{Kreis} = \pi r_S^2$$

$$A_{Segment} = A_{Sektor} - A_{Dreieck}$$

$$A_{Sektor} = \frac{\delta_1}{2\pi} r_S^2 \pi = \frac{\delta_1}{2} r_S^2 = \left(\frac{\pi}{2} - \delta\right) r_S^2$$

$$A_{Dreieck} = r_S^2 \sin \delta \cos \delta$$

$$A_{Segment} = r_S^2 \left(\frac{\pi}{2} - \delta - \sin \delta \cos \delta\right)$$

$$A_{frei} = A = r_S^2 \left(\frac{\pi}{2} + \delta + \sin \delta \cos \delta\right)$$

2. Darstellung von A_{frei} in Abhängigkeit von E_t, L_V, d_s

aus Seitenansicht: $\beta \in [\beta_2, \beta_3]$ mit $\beta_2 = \arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}$ und $\beta_3 = \arcsin \frac{L_V + r_S}{r_R}$

$$a = L_V + a_1 \text{ mit } a_1 = r_R \sin \beta$$

$$a = L_V + r_R \sin \beta$$

$$a_2 = r_R \sin \beta (90^\circ - \beta) = r_R \cos \beta$$

$$g(\beta = \beta_2) = 0 \quad g(\beta = \beta_3) = g_{max} \quad g_{max} = (r_R - E_T) - a_2$$

$$\rightarrow g = r_R - E_T - r_R \cos \beta$$

aus Draufsicht:

$$L_V - a_1 = L_V - r_R \sin \beta = r_S \sin \delta$$

$$a = L_V + r_R \sin \beta = r_S \sin \delta_a$$

Kopplung von Seiten- und Draufsicht über a_1 :

$$a_1 = L_V + r_R \sin \beta = r_S \sin \delta_1$$

$$\sin \delta = \frac{L_V - a_1}{r_S} = \frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \Rightarrow \delta = \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right)$$

$$\cos \delta = \frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - a_1)^2}}{r_S} = \frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S}$$

$$\Rightarrow A_{frei} = f(\beta) = r_S^2 \left[\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) + \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S} \right) \right]$$

3. Berechnung des Volumens

$$V = \int_0^{g_{max}} A_{frei}(\beta) dg$$

$$g = r_R - E_t - r_R \cos \beta$$

$$\frac{dg}{d\beta} = r_R \sin \beta \Rightarrow dg = r_R \sin \beta d\beta$$

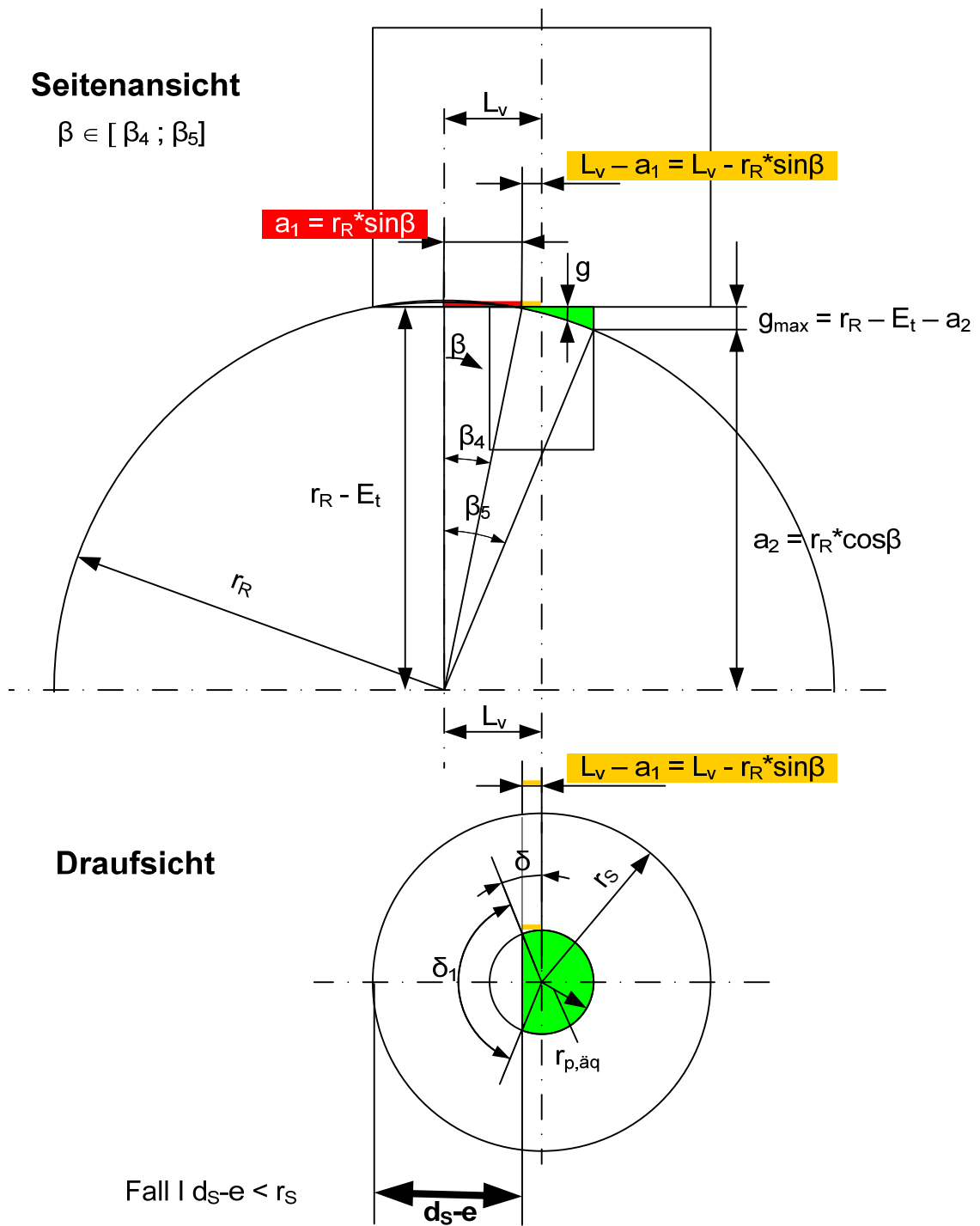
$$\Rightarrow V = \int_{\beta_{min}}^{\beta_{max}} A(\beta) (r_R \sin \beta) d\beta = r_R \int_{\beta_{min}=\beta_2}^{\beta_{max}=\beta_3} A(\beta) \sin \beta d\beta$$

$$V = r_S^2 r_R \int_{\beta_2}^{\beta_3} \left[\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) + \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S} \right) \right] \sin \beta d\beta$$

$$\text{mit } \beta_2 = \arccos \left(\frac{r_R - E_t}{r_R} \right) \text{ und } \beta_3 = \arccos \left(\frac{L_V + r_S}{r_R} \right)$$

Die Berechnung von $V_{frei, \text{Schulter, II}}$ unterscheidet sich in der Berechnung der Fläche A_{frei} .

A3 Berechnung des Pinvolumens am freien Volumen $V_{frei,Pin,I}$ (Formel 6-12)



1. Berechnung der Fläche $A_{P, frei}$

$$\delta_1 + 2\delta = \pi \Rightarrow \delta_1 = \pi - 2\delta$$

$$A_{P, frei} = A_{Kreis} - A_{Segment}$$

$$A_{Kreis} = \pi r_S^2$$

$$A_{Segment} = A_{Sektor} - A_{Dreieck}$$

$$A_{Sektor} = \frac{\delta_1}{2\pi} r_S^2 \pi = \frac{\delta_1}{2} r_S^2 = \left(\frac{\pi}{2} - \delta\right) r_S^2$$

$$A_{Dreieck} = r_S^2 \sin \delta \cos \delta$$

$$A_{Segment} = r_S^2 \left(\frac{\pi}{2} - \delta - \sin \delta \cos \delta\right)$$

$$A_{P, frei} = A = r_S^2 \left(\frac{\pi}{2} + \delta + \sin \delta \cos \delta\right)$$

2. Darstellung von $A_{P, frei}$ in Abhängigkeit von E_t , L_V , d_S

aus Seitenansicht: $\beta \in [\beta_2, \beta_3]$ mit $\beta_2 = \arccos \frac{r_R - E_t}{r_R}$ und $\beta_3 = \arcsin \frac{L_V + r_S}{r_R}$

$$a = L_V + a_1 \text{ mit } a_1 = r_R \sin \beta$$

$$a = L_V + r_R \sin \beta$$

$$g_1 = g + (r_R - E_t) \text{ mit } \cos \beta = \frac{g_1}{r_R} \Rightarrow g_1 = r_R \cos \beta$$

$$r_R \cos \beta = g + r_R - E_t \Rightarrow g = r_R \cos \beta - r_R + E_t a_1 = r_R \sin \beta$$

aus Draufsicht:

$$a = L_V + a_1 = L_V + r_S \sin \delta_1$$

$$L_V - a_1 = r_S \sin \delta$$

Kopplung von Seiten- und Draufsicht über a :

$$a = L_V + r_R \sin \beta = r_S \sin \delta_1$$

$$\sin \delta = \frac{L_V - a_1}{r_S} = \frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \Rightarrow \delta = \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right)$$

$$\cos \delta = \frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - a_1)^2}}{r_S} = \frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - r_R \sin \beta)^2}}{r_S}$$

$$\Rightarrow A = f(\beta) = r_S^2 \left[\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) + \left(\frac{L_V - a_1}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - a_1)^2}}{r_S} \right) \right]$$

3. Berechnung des Volumens

$$V = \int_0^{g_{max}} A_{P,frei}(\beta) dg$$

$$g = r_R - E_t - r_R \cos \beta$$

$$\frac{dg}{d\beta} = r_R \sin \beta \Rightarrow dg = r_R \sin \beta d\beta$$

$$\Rightarrow V = \int_{\beta_{min}}^{\beta_{max}} A(\beta) (r_R \sin \beta) d\beta = r_R \int_{\beta_{min}=\beta_4}^{\beta_{max}=\beta_5} A(\beta) \sin \beta d\beta$$

$$V = r_S^2 r_R \int_{\beta_4}^{\beta_5} \left[\frac{\pi}{2} + \arcsin \left(\frac{L_V - r_R \sin \beta}{r_S} \right) + \left(\frac{L_V - a_1}{r_S} \right) \left(\frac{\sqrt{r_S^2 - (L_V - a_1)^2}}{r_S} \right) \right] \sin \beta d\beta$$

Integralgrenzen β_4, β_5 mit $\beta_4 = \arccos \left(\frac{r_R - E_t}{r_R} \right)$ $\beta_5 = \arccos \left(\frac{L_V + r_S}{r_R} \right)$

Die Berechnung von $V_{frei,Pin,II}$ unterscheidet sich in der Berechnung der Fläche

$A_{P,frei}$.

B Daten zur Simulation

B1 Werkstoffdaten zum Stahlwerkstoff S355J2

Temperatur in °C	ρ in g/cm ³	λ in W/mK	c_p in kJ/kgK
0	7,815	46	430
100	—	46	500
200	—	45	550
300	—	43	580
400	—	41	610
500	—	38	650
600	—	35	710
700	—	29	790
800	—	24	865
900	—	—	565
1440	—	—	630
1500	7,290	32	—
2500	—	—	707

B2 Werkstoffdaten zum Aluminiumwerkstoff EN AW-6060-T6

Temperatur in °C	ρ in g/cm ³	λ in W/mK	c_p in kJ/kgK
20	2,7	187	898
100	2,68	190	945
200	2,67	194	995
300	2,66	198	1042
350	2,65	200	1069
400	2,64	202	1099
450	2,63	203	1120
500	2,62	205	1148
550	2,62	207	1170
610	2,61	210	1195
630	2,51	160	13000
655	2,41	110	1165
800	2,35	200	1165

C Geometrie für Zugversuche

Zu Beginn wurden zwei Bleche mit einer langen FSW-Naht verschweißt. Anschließend wurden fünf kurze Schweißnähte gefertigt, so dass fünf gleiche Endkrater entstanden sind, die jeweils von beiden Seiten mit FSW-Nähte umgeben waren. Somit war es möglich, aus einem Bauteil fünf Zugproben her auszutrennen, bei denen jede mittig einen Endkrater besaß, an dem unterschiedliche Strategien getestet werden konnten.

