

Konzepte zur Übertragbarkeit von Prozessparametern des Rührreibschweißens

Von der Fakultät Energie-, Verfahrens- und Biotechnik der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von

Frau Dipl.-Ing. Radostina Noveva

aus Sofia, Bulgarien

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. E. Roos

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. D. Eifler

Tag der mündlichen Prüfung: 11.09.2015

**Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre
(IMWF) Universität Stuttgart**

2016

I	Inhaltsverzeichnis	I
II	Formelzeichen und Abkürzungen	III
III	Abbildungsverzeichnis	VI
IV	Tabellenverzeichnis	XII
V	Kurzfassung	XIII
VI	Abstract	XV
1	Motivation und Zielsetzung	1
2	Stand von Wissenschaft und Technik	3
3	Lösungsweg	19
4	Experimentelle Untersuchungen	21
4.1	Versuchswerkstoffe	21
4.1.1	Metallographische Untersuchungen an den Grundwerkstoffen	22
4.1.2	Charakterisierung der Grundwerkstoffe	30
4.2	Versuchsaufbau und Charakterisierung der verwendeten Schweißanlagen	34
4.2.1	Verwendete Schweißwerkzeuge und Spanntechnik.....	35
4.2.2	Rührreißschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST	38
4.2.3	NC- Bearbeitungszentrum HELLER MCH 250	44
4.2.4	CNC Fräsmaschine Deckel FP5.....	45
4.3	Identifikation des Prozessfeldes und Auswahl der Schweißparameter.....	47
4.3.1	Durchführung der Schweißversuche, Prozessanalyse	47
4.3.2	Charakterisierung der statischen Eigenschaften der FSW- Verbindungen und Bewertung der verwendeten Schweißparameter.....	51
4.3.3	Metallographische Untersuchungen an den FSW-Verbindungen	65
5	Übertragbarkeit von Schweißparametern auf unterschiedliche Anlagen und Schweißsituationen	76
5.1	Analytische Übertragbarkeitsmodelle	76
5.1.1	Übertragbarkeit auf unterschiedliche Materialien und Blechdicken	77
5.1.2	Experimentelle und FEM-unterstützte Validierung des Analytischen Modells zur Bestimmung der Anpresskraft als Funktion des Werkstoffs und der Halbzeugdicke	84
5.1.3	Übertragbarkeit auf Anlagen unterschiedlicher Steifigkeiten	90
5.1.4	Übertragbarkeit auf Prozesstemperaturen.....	93

5.2	Experimentelle Untersuchungen zur Validierung der Übertragbarkeitsmodelle	96
6	Zusammenfassung und Fazit	108
7	Literatur.....	111
8	Anhang	119
8.1	Technische Zeichnungen der verwendeten Werkzeuge und PinsWerkzeug Nr. 1	119
8.2	Zugprobengeometrie / Grundwerkstoff	125
8.3	Zugprobengeometrie / Prüfung der Schweißnähte	127
8.4	Prozessfenster mit zugehörigen Anpresskräften F_z	129
8.5	Berechnung der Auflagefläche	130
8.6	Koeffizienten der analytischen Werkstoffmodelle	148
8.7	Technische Daten der Thermokamera	149
8.8	Technische Daten der Hochgeschwindigkeitskamera	149

II Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen	Einheit	
A	mm ²	Auflagefläche, Arbeitsfläche des Schweißwerkzeugs
A ₅	%	Bruchdehnung
A _F	mm ²	Federfläche
A _{gt}	%	gesamte Gleichmaßdehnung
C _l	MPa	Werkstoffkonstante nach Ludwik
D _{Wz1}	mm	Durchmesser vom Schweißwerkzeug Nr. 1
D _{Wz2}	mm	Durchmesser vom Schweißwerkzeug Nr. 2
E	MPa	Elastizitätsmodul
Et	mm	eingestellte Eintauchtiefe des Schweißwerkzeugs ins Halbzeug
Et _m	mm	von der Schweißanlage aufgenommenen Werte der Eintauchtiefe
Et _{tat}	mm	tatsächliche Eintauchtiefe des Schweißwerkzeugs ins Halbzeug
Et _{gr1}	mm	tatsächliche Eintauchtiefe, bei welcher die komplette Schulter des Schweißwerkzeugs ins Halbzeug eingetaucht ist.
f	mm	Vorschub
F _x	kN	Prozesskraft in Vorschubrichtung
F _y	kN	Prozesskraft quer zur Schweißnaht
F _z	kN	Anpresskraft
h _k	Pixel	Höhe der Kalibriereinheit zur Bestimmung der Nulllage bei der Messung der Eintauchtiefe
k _b	N/m	Steifigkeit des Halbzeugs
k _f	MPa	Wahre Spannung
k _m	N/m	Steifigkeit der Schweißanlage
k _{sys}	N/mm	Steifigkeit des Systems Schweißanlage-Halbzeug
l ₀	mm	Dicke des unbelasteten Halbzeugs
l _{0F}	mm	Länge der unbelasteten Feder
n	1/min	Drehzahl
N	m/N	Nachgiebigkeit
n _l	-	Verfestigungsexponent der Fließkurve nach Ludwik
P2 ₀	Pixel	Lage des Referenzpunkts zur Bestimmung der Eintauchtiefe aus den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei hpd = 0
P2 _{Ref}	Pixel	Referenzpunkt zur Bestimmung der Eintauchtiefe aus den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen
R	mm	Radius der Werkzeugschulter
R _e	MPa	Streckgrenze
R _m	MPa	Zugfestigkeit
R _{p0,2}	MPa	Ersatzstreckgrenze
R _{Pin}	mm	Radius des Werkzeugpins

Formelzeichen und Abkürzungen

S	MPa	Sekantenmodul
t	mm	Blechdicke
v	mm/min	Schweißgeschwindigkeit
ΔE_b	mm	Verformung des Halbzeugs unter der Einwirkung der Anpresskraft
ΔE_m	mm	Verformung der Schweißanlage unter der Einwirkung der Anpresskraft
ΔE_t	mm	Verformung des Systems Schweißanlage-Halbzeug unter der Einwirkung der Anpresskraft
α	°	Schweißwinkel
ε	%	technische Dehnung
ε_{pl}	%	plastischer Anteil der technischen Dehnung
ε_{el}	%	elastischer Anteil der technischen Dehnung
μ	-	Reibungskoeffizient
v		Querkontraktionszahl
ρ	g/cm ³	Materialdichte
σ	MPa	technische Spannung
σ_w	MPa	wahre Spannung
φ	%	Formänderung (wahre Dehnung)

Abkürzungen

AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen
ALE	Arbitrary Lagrangian Eulerian Vernetzung
AS	advancing side
BAZ	Bearbeitungszentrum
CNC	computerized numerical control
FEM	Finite-Elemente-Methode
FSW	friction stir welding
Hpd	heel plundge depth
IMWF	Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre, Universität Stuttgart
IPM	in process monitoring
ISF	Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik der RWTH Aachen
Iwb	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, TU München
Kfz	kubisch-flächenzentriert
KMU	kleine und mittelständischen Unternehmen
Krz	kubisch-raumzentriert
MPA	Materialprüfungsanstalt, Universität Stuttgart
NC	numerical control
PC	personal computer
PLC-Effekt	Portevin-Le Chatelier Effekts
REM	Rasterelektornenmikroskop
RS	retreating side
RWTH	Rheinisch-Westfaelische Technische Hochschule Aachen

III Abbildungsverzeichnis

Bild 1:	Prinzipskizze des FSW und Schweißwerkzeug /AiF09/.....	3
Bild 2:	Eintauchtiefe E_t , Pineintauchtiefe $E_{t_{Pin}}$ /AiF09/.....	4
Bild 3:	Repräsentative Zeitverläufe ausgewählter Prozessgrößen und -reaktionen beim FSW.....	5
Bild 4:	Schweißwinkel α	10
Bild 5:	Mikrostruktur der schmelzflüssigen Schweißverbindung /SCH10/.....	11
Bild 6:	Mikrostruktur der Rührreißschweißverbindung.....	12
Bild 7:	Tunnelfehler an der Gleichlaufseite /SHE06/.....	14
Bild 8:	Kaltverschweißungen in einer FSW- Überlappverbindung /AiF08/.....	15
Bild 9:	Bildung einer offenen Schweißnahtwurzel /AiF09/.....	15
Bild 10:	Bildung einer offenen Schweißnahtwurzel aufgrund der Anlagenverformung während des FSW-Vorgangs /AiF09/.....	16
Bild 11:	Abhängigkeit des Abstandes vom Pin zur Bauteilrückseite bei unterschiedlichen Maschinennachgiebigkeiten und Eintauchtiefen ($n = 1500$ 1/min, $v = 250$ mm/min, EN AW-5454-O, $l_{Pin} = 3,35$ mm) /AiF09/.....	17
Bild 12:	Lichtmikroskopische Aufnahme der Legierung EN AW-5454-O.....	23
Bild 13:	Lichtmikroskopische Aufnahme der Legierung EN AW-5754-O.....	23
Bild 14:	Lichtmikroskopische Aufnahme der Legierung EN AW-6016-T4.....	25
Bild 15:	Makroskopische Aufnahmen der Bruchflächen der: a) EN AW-5454-O b) EN AW-5754-O und c) EN AW-6016-T4.....	26
Bild 16:	exemplarische REM Bruchflächenaufnahme einer EN AW-5454-O Zugprobe.....	27
Bild 17:	Ausschnitte aus Bild 16 a) Scherwaben am Probenrand und b) Zug- und Scherwaben im Probenkern.....	27
Bild 18:	REM Übersichtsaufnahme der Bruchfläche einer EN AW-5754-O Zugprobe.....	28
Bild 19:	REM Übersichtsaufnahme der Bruchfläche einer EN AW-6016-T4 Zugprobe.....	28
Bild 20:	Ausschnitte aus Bild 18 c) Scherwaben am Probenrand und d) Scherwaben im Probenkern.....	29
Bild 21:	REM-Aufnahme der Bruchflächen der: a) EN AW-5454-O b)EN AW-5754-O und c) EN AW-6016-T4.....	29
Bild 22:	Zugprobengeometrie : a) Form E DIN 50125 b) Form H DIN 50125.....	30

Bild 23: Probenentnahmerichtung für die Zugprüfung : a) der Grundwerkstoffe b) der rührreibgeschweißten Verbindungen.....	31
Bild 24: Zugversuch bei Raumtemperatur EN AW-5454-O.....	31
Bild 25: Zugversuch bei Raumtemperatur EN AW-5754-O.....	32
Bild 26: Zugversuch bei Raumtemperatur EN AW-6016-T4	33
Bild 27: Schweißwerkzeug Nr. 1	36
Bild 28: Schweißwerkzeug Nr. 2.....	37
Bild 29: Aufspannvorrichtung und Badstütze	38
Bild 30: Rührreibschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST.....	39
Bild 31: Klassische Versuchsanordnung zur Bestimmung der statistischen Nachgiebigkeit von Werkzeugmaschinen /WEC06/	40
Bild 32: Messstellenposition zur Bestimmung der statischen Nachgiebigkeit von FSW LEGIO™ 3ST.....	40
Bild 33: Last-Nachgiebigkeitsverhalten von FSW LEGIO™ 3ST (klassischer Messaufbau).....	41
Bild 34: Erweiterter Messaufbau	42
Bild 35: Last-Nachgiebigkeitsverhalten von FSW LEGIO™ 3ST (erweiterter Messaufbau).....	43
Bild 36: Mathematische Approximation vom Nachgiebigkeitsverlauf der FSW LEGIO™ 3ST.....	43
Bild 37: Bearbeitungszentrum MCH 250 der Firma Gebr. Heller Maschinenfabrik GmbH /AIF09/	44
Bild 38: Fräsmaschine Deckel FS 5 NC /HAR09/.....	46
Bild 39: Gemessene Anpresskräfte im positionsgeregelten Schweißbetrieb für FSW LEGIO™ 3ST (EN AW-5454-O, $v_x = 250 \text{ mm/min}$, $n = 1000 \text{ min}^{-1}$).....	49
Bild 40: Gemessene Anpresskräfte (Maschinenmessung) im positionsgeregelten Schweißbetrieb für FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250 beim Fügen der Legierung EN AW-5454-O.....	49
Bild 41: Gemessene Anpresskräfte (Maschinenmessung) im positionsgeregelten Schweißbetrieb für FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250 beim Fügen der Legierung EN AW-5754-O.....	50
Bild 42: Entnahmeposition der Zugproben der Legierung EN AW-5454-O.....	51
Bild 43: Zugprobengeometrie der FSW-Verbindungen von : a) EN AW-5454-O b) EN AW-5754-O, in einer Blechdicke von 1,5 mm und EN AW-6016-T4, in einer Blechdicke von 1,1 mm.....	51

Bild 44: Mittelwerte der Zugfestigkeit R_m der rührreibgeschweißten Verbindungen der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O (geschweißt an der FSW LEGIO™ 3ST)..	53
Bild 45: Bruch im Grundwerkstoff (EN AW-5454-O, $v_x = 750$ mm/min, $n = 2000$ 1/min)	53
Bild 46: Mittelwerte der Bruchdehnungen A_t der an der FSW LEGIO™ 3ST rührreibgeschweißten Verbindungen der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O.....	54
Bild 47: Vergleich zwischen den technischen Fließkurven der Zugproben der Schweißung IMWF-11-00055 (EN AW-5454-O, $v_x = 250$ mm/min, $n = 2000$ 1/min) und des Grundwerkstoffs.....	55
Bild 48: Vergleich zwischen den technischen Fließkurven der Zugproben der Schweißung IMWF-11-00056 (EN AW-5454-O, $v_x = 500$ mm/min, $n = 1000$ min ⁻¹) und des Grundwerkstoffs.....	56
Bild 49: Biegeversuche des iwB München : a) Probengeometrie für die Charakterisierung der FSW-Verbindungen der Legierung EN AW-5454-O b) Versuchsvorrichtung /AiF09/	57
Bild 50: Vergleich der Mittelwerte der Bruchdehnungen A_t mit den Ergebnissen aus der Biegeprüfung der an der FSW LEGIO™ 3ST und an der Heller MCH 250 (iwB) rührreibgeschweißten Verbindungen der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O.....	57
Bild 51: Versuchsaufbau für die thermographische Untersuchungen	60
Bild 52: Auswertung der Messdaten	61
Bild 53: Temperaturverläufe über der Linie L1 der Schweißung IMWF-11-00065	61
Bild 54: Temperaturverläufe über der Linie L1 der Schweißung IMWF-11-00067	62
Bild 55: Temperaturverläufe über der Linie L1 der Schweißung IMWF-11-00069	62
Bild 56: Vergleich der Verformungskennwerte von FSW-Verbindungen aus der Mitte- und dem Rand des Prozessfensters unterschiedlicher Legierungen.	64
Bild 57: Querschliffe der FSW-Verbindung a) IMWF-11-00054 und b) IMWF-11-00056	66
Bild 58: Querschliffe der FSW-Verbindung a) ISF-11-0074 und b) ISF-11-0075..	66
Bild 59: Ausschnitt aus Bild 58 b) offene Nahtwurzel der FSW-Verbindung ISF-11-0075	67
Bild 60: Querschliffe der FSW-Verbindung a) IMWF-22-0042 und b) IMWF-22-0044	68
Bild 61: Querschliffe der FSW-Verbindung a) ISF-22-0048 und b) ISF-22-0047 ..	68
Bild 62: Querschliffe der FSW-Verbindung a) IMWF-33-0033 und b) IMWF-33-0032	68

Bild 63:	Querschliffe der FSW-Verbindung a) ISF-33-0031 und b) ISF-33-0030 ..	68
Bild 64:	Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung IMWF-11-00054	69
Bild 65:	Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung ISF-11-00074	70
Bild 66:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-11-00054 a) Zugwaben in der Mitte und b) Scherwaben am Rand der Bruchfläche	70
Bild 67:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-11-00074 a) Zugwaben in der Mitte und b) Scherwaben am Rand der Bruchfläche	70
Bild 68:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindungen a) IMWF-11-00056 und b) ISF-11-00075	71
Bild 69:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-11-00056 a) Wurzelbereich und b) Bereich zwischen den Poren	71
Bild 70:	Fraktographische Detailaufnahmen des Wurzelbereichs der FSW-Verbindung ISF-11-00075 a) Maßstab 500 μm b) Maßstab 100 μm	72
Bild 71:	Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung IMWF-22-00042	72
Bild 72:	Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung ISF-22-00048	72
Bild 73:	Fraktographische Detailaufnahmen a) der FSW-Verbindung IMWF-22-00042 und b) der FSW-Verbindung ISF-22-00048	73
Bild 74:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-22-00048 a) Maßstab 500 μm b) Maßstab 100 μm	73
Bild 75:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-22-00047 a) Maßstab 1 mm b) Maßstab 200 μm	73
Bild 76:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-33-00033 a) Maßstab 500 μm b) Maßstab 200 μm	74
Bild 77:	Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-33-00032 a) Maßstab 1 mm b) Maßstab 200 μm	74
Bild 78:	Eintauchtiefe als Funktion der Anlagennachgiebigkeit (Modell 1).....	77
Bild 79:	Eintauchtiefe als Funktion der Anlagen- und der Werkstoffnachgiebigkeit (Modell 2)	77
Bild 80:	Schematische Darstellung der a) Anfangslänge l_0 und b) der Verformung ΔE_b des Bauteils/Halbzeugs	78
Bild 81:	Federfläche A als Funktion der Werkzeuggeometrie und der Eintauchtiefe	79

Bild 82:	Grafische Darstellung des Sekantenmoduls S.....	79
Bild 83:	Analytisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Legierungen mit einer Blechdicke von 3,5 mm ...	82
Bild 84:	Analytisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Blechdicken der Legierung EN AW-6016-T4	83
Bild 85:	Analytisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Blechdicken der Legierung EN AW-5454-O.....	83
Bild 86:	Experimentell ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für das 3,5 mm dicke Blech der Legierung EN AW-5454-O.....	85
Bild 87:	Aufbau des numerischen Modells zur Bestimmung der Anpresskraft als Funktion des Werkstoffs und der Halbzeugdicke.....	85
Bild 88:	numerisch ermittelte Spannungsverteilung im Querschnitt des 3,5 mm dicken Halbzeugs der Legierung EN AW-5454-O, bei einer Eintauchtiefe von 0,2 mm	88
Bild 89:	Numerisch ermittelte Anpresskraft als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Legierungen mit einer Blechdicke von 3,5 mm	88
Bild 90:	Numerisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Blechdicken der Legierung EN AW-6016-T4	89
Bild 91:	Temperaturabhängige Fließkurven der Legierung EN AW-5182-O /OST07/	93
Bild 92:	Numerisch ermittelte Anpresskraft bei unterschiedlichen Temperaturen der Legierung EN AW-5454-O als Funktion der Eintauchtiefe.....	94
Bild 93:	Berechnete Eintauchtiefen für die 3,5 mm dicke Bleche der Legierung EN AW-5454-O bei unterschiedlichen Temperaturen (auf Basis des 2-Federmodells)	95
Bild 94:	Versuchsaufbau zur zeitaufgelösten Erfassung der tatsächlichen Eintauchtiefe E_{tat} während des Schweißprozesses mittels einer Hochgeschwindigkeitskamera	96
Bild 95:	Kalibrierung der Hochgeschwindigkeitskamera nach den Grundprinzipien der Fotogrammetrie	98
Bild 96:	Bestimmung der Werkzeugposition mithilfe der Punkte P1 und P2 lokalisiert in einer Momentanaufnahme des FSW-Vorgangs.....	99
Bild 97:	Position der Werkzeugschulter in Pixel aufgetragen über die Bildnummer aus Versuch PS_2_03_c ($v_x = 500$ mm/min, $n = 2000$ 1/min und $E_t = 0,4$ mm)	100
Bild 98:	Bestimmung der Nulllage.....	101

Bild 99: Bestimmung der Eintauchtiefe	101
Bild 100: Verhältnis zwischen der eingestellten und mittels Hochgeschwindigkeitskamera gemessenen Eintauchtiefe	102
Bild 101: Abweichung zwischen den Maschinenangaben E_{t_m} und der eingestellten Eintauchtiefe E_t am Beispiel vom PS_1_06_c.....	102
Bild 102: Abweichung zwischen den Maschinenangaben E_{t_m} und der eingestellten Eintauchtiefe E_t für die untersuchten Schweißparameter.....	103
Bild 103: Abweichung zwischen der Maschinenangaben und der eingestellten Eintauchtiefe für die untersuchten Schweißparameter	104
Bild 104: Vergleich der experimentell und der analytisch ermittelten Verhältnisse zwischen tatsächlicher und eingestellter Eintauchtiefe.....	104
Bild 105: Laseroptische Messung der Verformungen des Spann winkels und der Fräseeinheit während des Schweißprozesses /AIF09/	106
Bild 106: Verformung des Aufspannwinkels als Funktion der Prozesskraft (aufgenommen mittels eines Lasersensors) /AIF09/.....	107
Bild 107: Darstellung des Schweißwerkzeugs als geometrisches Körper.....	130
Bild 108: Konstruktion vom Schnitt eines Zylinders (Grenzfall 1) /APИ10/	132
Bild 109: Konstruktion des Schnittes eines Zylinders (Grenzfall 2)	133
Bild 110: Bestimmung der äußeren Grenze der Arbeitsfläche bei kleinen Eintauchtiefen (Zylinder, Grenzfall 2)	134
Bild 111: Zusammenhang zwischen Sehnenlänge und Bogenhöhe	135
Bild 112: Berechnung der Grenzeintauchtiefe.....	137
Bild 113: Konstruktion des Kegelschnittes (Grenzfall 2) /APИ10/.....	139
Bild 114: Bestimmung der inneren Grenze der Arbeitsfläche bei hohen Eintauchtiefen.....	140
Bild 115: Konstruktion eines Kegel-schnittes (Grenzfall 2) /APИ10/.....	145
Bild 116: Bestimmung der innere Grenze der Arbeitsfläche bei kleinen Eintauchtiefen.....	145
Bild 117: Bestimmung der Arbeitsfläche bei kleinen Eintauchtiefen	146

IV Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: FSW-Prozessparameter (Eingangsvariablen) /REC04/	7
Tabelle 2: FSW-Prozessreaktionen (Ausgangsvariablen) /REC04/	8
Tabelle 3: Zusammenfassung der Versuchswerkstoffe	21
Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung der Versuchswerkstoffe /DAT97/	21
Tabelle 5: Statische Materialkennwerte EN AW-5454-O	32
Tabelle 6: Statische Materialkennwerte EN AW-5754-O	33
Tabelle 7: Statische Materialkennwerte EN AW-6016-T4.....	34
Tabelle 8: Technische Daten der FSW LEGIO™ 3ST	39
Tabelle 9: Technische Daten der Heller MCH 250 /INT11/	45
Tabelle 10: Technische Daten der Deckel FS5 NC /INT11/	46
Tabelle 11: Schweißparameter zur Bestimmung eines Prozessfensters qualitativ guter Verbindungen für die Legierung EN AW-5454-O, Blechdicke $t = 3,5$ mm	48
Tabelle 12: Festigkeitskennwerte der Schweißverbindungen (EN AW-5454-O).....	52
Tabelle 13: Verformungskennwerte der Schweißverbindungen (EN AW-5454-O) ...	52
Tabelle 14: Statische Materialkennwerte der Schweißverbindung IMWF-11-00055.	55
Tabelle 15: Schweißparameter für die thermographischen Untersuchungen des FSW-Vorgangs an FSW LEGIO™ 3ST, Legierung EN AW-5454-O, $t = 3,5$ mm.....	60
Tabelle 16: Übersicht der Prozessparameter der an Deckel FP5, FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH durchgeführten Schweißexperimente	64
Tabelle 17: Übersicht der Werkstoffkennwerte zur Beschreibung des linear- elastischen Materialverhaltens der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 in den numerischen Untersuchungen	87
Tabelle 18: Übersicht der Werkstoffkennwerte zur Beschreibung des überelastischen Materialverhaltens der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 in den numerischen Untersuchungen	87
Tabelle 19: Einfluss der Maschinenverformung auf die Eintauchtiefe (analytisch) ...	92
Tabelle 20: Temperaturabhängige Materialkennwerte der Legierung EN AW-5454-O /DAV93/.....	94
Tabelle 21: Einfluss der Maschinenverformung auf die Eintauchtiefe (analytisch) ...	95
Tabelle 22: Schweißparameter der Versuchsreihe zur experimentellen Bestimmung von $E_{t_{tat}}$	97

Kurzfassung

Der Einsatz von Aluminiumlegierungen hat sich als eine Schlüsselkomponente in zahlreichen Leichtbaukonzepten etabliert. Ein wichtiger Aspekt bei der industriellen Anwendung von Aluminiumwerkstoffen ist mit ihrer Schweißbeignung verbunden. Das Rührreibschweißverfahren bietet eine einfache, umweltfreundliche und wirtschaftliche Methode zum Fügen von solchen Materialien. Die Integration dieses Verfahrens in den Fertigungsprozessketten kleiner und mittelständischer Unternehmen ist jedoch mit einer Reihe von Herausforderungen verbunden. Dazu gehören beispielsweise die unzureichenden Informationen über die Randbedingungen des Schweißprozesses sowie die begrenzte Übertragbarkeit von Prozessparametern auf unterschiedliche Anwendungen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Schweißparameterstudien an drei Aluminiumlegierungen (EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016) durchgeführt. In einer Reihe von Experimenten, realisiert an einer Rührreibschweißanlage und zwei Werkzeugmaschinen, konnten die verbindungsspezifischen Prozessfelder für die jeweilige Werkstoff-Blehdicken-Konfiguration ermittelt werden. Die Prozessfelder umfassen unterschiedliche Kombinationen der Hauptschweißparameter Drehzahl, Vorschubgeschwindigkeit des Schweißwerkzeugs sowie Anpresskraft F_z auf den zu schweißenden Halbzeugen. Die Eignung der Parametersätze für die gestellte schweißtechnische Aufgabe wurde anhand des Vergleichs der mechanischen und der mikrostrukturellen Eigenschaften der hergestellten Verbindungen beurteilt. Für jeden Versuchswerkstoff wurden gezielt zwei Gruppen von Parametersätzen gewählt. Mit der ersten Gruppe konnte keine direkte Übertragbarkeit der guten Festigkeits- und Verformungseigenschaften der Verbindungen auf die unterschiedlichen Anlagen gewährleistet werden. In der zweiten Gruppe wurden Parametersätze betrachtet, mit denen, unabhängig von den verwendeten Schweißanlagen, eine wiederholbar gute Qualität der Verbindungen erzielt werden konnte. Die Wiederholung und die weiterführende thermographische Analyse solcher Parametersätze haben aufgezeigt, dass die Abweichungen in der Qualität der Schweißverbindungen bei einer relativ geringen Wärmeeinbringung in der Fügezone auftreten d.h., dass die unterschiedlichen Steifigkeiten der Versuchsanlagen nur bei ungünstigen Randbedingungen der Prozessführung eine messbare Reduktion der Qualität der Verbindungen verursachen. Darüber hinaus konnte nachgewiesen werden, dass der Einfluss der Anlagensteifigkeit und der Positioniergenauigkeit beim Fügen von dünnen Halbzeugen und von Werkstoffen mit hoher Festigkeit zunimmt.

Die gewonnenen Erkenntnisse wurden als Grundlage für die Entwicklung eines analytischen Modells verwendet. Letzteres beschreibt die Zusammenhänge zwischen den, beim Rührreibschweißprozess auftretenden Anpresskräften und dem Schweißsystem, das aus den zu fügenden Halbzeugen und der entsprechenden Schweißvorrichtung (Rührreibschweißanlage und/oder Werkzeugmaschine) besteht. Die Konzeption dieses Modells ermöglicht eine praxisnahe und einfache Ermittlung von Prozesskräften für unterschiedliche Anwendungsfälle, unter Berücksichtigung der Maschinensteifigkeit, der Abmessungen der Schweißwerkzeuge sowie der temperaturabhängigen Materialeigenschaften der Halbzeuge. Die Verknüpfung der o. g. Einflussgrößen erlaubt die deutliche Verbesserung bestehender Ansätze zur Übertragbarkeit von Rührreibschweißparametern.

Abstract

The use of aluminum alloys for the manufacturing of key components in numerous lightweight design concepts has been successfully established during the last years. An important aspect in the industrial application of aluminum is its weldability. The friction stir welding process provides a simple, environmentally friendly and economical method for joining of aluminum alloys. The integration of this welding technology in the manufacturing process chains of small and medium-sized enterprises is associated with a number of challenges. These include the incomplete information about the boundary conditions of the welding process as far as the limited portability of process parameters on different welding facilities.

In this work, welding parameter studies were carried out on three aluminum alloys (EN AW-5454-O, EN AW-5754-O and EN AW-6016). The material- and sheet thickness-specific process fields for each alloy were determined in a series of experiments on different welding facilities. The suitability of the parameter sets for the welding task was assessed by comparing the mechanical and microstructural properties of the welds. The targeted selection of friction stir welding parameter sets for the further analysis was based on the mechanical properties of the welds. In order to understand the portability mechanisms on different welding facilities two groups of parameter sets were selected. The first one includes the sets used by the processing of joints, which impact strength and breaking elongations were not affected by the variations of process conditions, such as the rigidity of the used welding equipment. The second one includes the sets, which exhibits a higher degree of sensitivity for the change of the welding machines. The repeated execution and the thermographic analysis of some of the above specified parameter sets have shown, that the deviations in the quality of the second group of welds can be due to the overlapping of two effects: the relatively low heat input in the joint zone and the different stiffness of the welding facility. Moreover, it was shown that the influence of the system stiffness increases by welding of thin aluminum sheets and materials with high strength.

The gained results and experience were used as a basis for the development of an analytical model, which allows the derivation of the relation between the contact forces, occurring during the welding process, and the welding system, consisting of the aluminum sheets and the welding facility. The design of this model allows a practical and simple determination of process forces for different applications, taking into account the rigidity of the machine, the dimensions of the welding tools and the temperature-dependent material properties and thicknesses of the parts to be welded.

The combination of the above listed factors allowed the significant improvement of existing approaches on the portability of friction stir welding parameters.

1 Motivation und Zielsetzung

Aluminiumlegierungen wurden seit den 60 Jahren immer häufiger industriell eingesetzt und belegen nach Stahlwerkstoffen den 2. Platz unter den in der Technik verwendeten Metallen /OST07/. Ihre Anwendungsschwerpunkte liegen vor allem in der Automobilindustrie, in der Luft- und Raumfahrt sowie im Maschinenbau. Die schnelle Verbreitung dieser Werkstoffe ist einerseits auf die steigenden Anforderungen des Transportbereichs an Leichtbaulösungen zur Optimierung des Treibstoffverbrauchs, andererseits auf die hervorragende Kombination von kennzeichnenden Eigenschaften von Aluminium wie geringe Dichte bei gleichzeitig guter Festigkeit und Korrosionsbeständigkeit zurückzuführen.

Die wirtschaftlichen Potenziale für den Einsatz von Aluminiumlegierungen sind jedoch nicht nur von ihren werkstoffmechanischen Eigenschaften geprägt, sondern auch von den fertigungstechnischen Verfahren wie der Verarbeitung und dem Fügen. Die ausgezeichnete Umformbarkeit und Gießbarkeit der Aluminiumwerkstoffe erlauben nicht nur die Herstellung von kostengünstigen Blechen, Stangen und Profilen, sondern auch die maßgenaue Fertigung von Bauteilen mit komplexen Geometrien. Dennoch ist das Fügen von Aluminium aufwändiger im Vergleich zum Fügen von Stahl. Bedingt durch die hohe Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit der Aluminiumlegierungen sind Schweißverfahren mit großer Leistungsdichte erforderlich /SCH10/. Zudem wird die regelmäßige Ausbildung der Schweißnaht von der Aluminiumoxidschicht Al_2O_3 , deren Schmelztemperatur bei $2050^\circ C$ liegt und im Schweißprozess nicht erreicht wird /BÖG07/, negativ beeinflusst. Um eine qualitativ gute Schweißverbindung herzustellen muss die Oxidschicht beseitigt werden, was mit einer Erhöhung der Produktionskosten verbunden ist. Darüber hinaus neigen Aluminiumschweißnähte zu einer deutlich stärkeren Gasporosität als Stahlschweißnähte /OST07/. Um den Zugang der Umgebungsluft zum Schweißbad zu verhindern und dadurch der Porenbildung entgegenzuwirken, erfolgt das Fügen von Aluminium in der Regel unter einer Schutzgasatmosphäre. Trotz des Einsatzes von Inertgasen wie Argon und Helium lässt sich eine gewisse Wasserstoffporosität kaum vermeiden /OST07/. Eine weitere Besonderheit, die beim Schweißen von Aluminiumwerkstoffen berücksichtigt werden muss, ist ihr hoher thermischer Ausdehnungskoeffizient (etwa

zweimal höher als beim Stahl). Dies kann zu deutlichen, thermisch bedingten Abmessungsänderungen der gefügten Bauteile und entsprechend zu hohen Eigenspannungen im Blech führen.

Werden die aufgezählten Eigenschaften der Aluminiumwerkstoffe berücksichtigt, lassen sich, unter Verwendung des passenden Schweißzusatzes, qualitativ hochwertige Schweißverbindungen herstellen. Trotzdem werden einige Aluminiumlegierungen, z. B. die der Gruppe 2xxx und 7xxx, aufgrund der hohen Porosität sowie der niedrigen Festigkeit und Verformbarkeit der Fügezone als nicht schweißbar qualifiziert /MIS05/. Erst die Erfindung des Rührreibschweißens (engl. Friction Stir Welding, FSW) am Anfang der 90er Jahre hat das einfache, wirtschaftliche Fügen von solchen Legierungen erlaubt. Mithilfe dieses Schweißverfahrens können Halbzeuge in der festen Phase, bei 75-80 % der Schmelztemperatur /TAN98/, gefügt werden. Dadurch wird eine Reihe von Nahtfehlern vermieden, die aufgrund der flüssigen Phasen beim Schmelzschiweißen auftreten. Rührreibgeschweißte Nähte weisen infolge der relativ niedrigen Prozesstemperaturen keine Heißrisse auf und nur einen minimalen Schweißverzug. Darüber hinaus führen ihre feinkörnige Mikrostruktur sowie die geringe Wärmeeinflusszone zu hervorragenden mechanischen Eigenschaften.

Die Vorteile des Verfahrens werden in zahlreichen Gebieten der Schwerindustrie ausgenutzt. Immer häufiger werden Bauteile für den Flugzeug-/CHR03/, Schiff- /HAL10/ und Automobilbau /MEY06/ rührreibgeschweißte. In den letzten Jahren wurden die Potenziale vom FSW auch von kleinen und mittelständischen Unternehmen erkannt. Bei der Integration der neuen Technologie in den Fertigungsprozess stoßen die KMUs jedoch auf Probleme, die aus dem Informationsmangel zur Bestimmung und ggf. Anpassung von Schweißparametern für unterschiedliche Anlagen und Werkstoffe resultieren. Um die Voraussetzungen für eine weitere Verbreitung des Rührreibschweißens zu verbessern, ist die Entwicklung eines praxisnahen Modells zur Übertragung von Schweißparametern auf unterschiedliche Anlagentypen, Werkstoffe und Werkstoffdicken erforderlich. Die Erstellung eines solchen Modells ist die Zielsetzung dieser Arbeit.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

Die Erfindung des Rührreibschweißens erlaubt das wirtschaftliche Fügen von Aluminiumlegierungen, die mit den konventionellen Schmelzschweißverfahren als bedingt schweißbar gelten /Mis05/. Aus diesem Grund kann sie als eine der bedeutendsten Entwicklungen im Gebiet der Fügetechnik in der letzten Dekade betrachtet werden /Mis05/.

Die Funktionsweise des FSW-Verfahrens ist bemerkenswert einfach: Ein verschleißfestes, rotierendes Werkzeug wird zwischen den Kanten der zu schweißenden Halbzeuge, bis zu einer vorgegebenen Eintauchtiefe E eingeführt und mit einer definierten Vorschubgeschwindigkeit v entlang der Stoßlinie verfahren, vgl. Bild 1. Durch den Kontakt des Werkzeugs mit den Fügepartnern wird Reibungswärme erzeugt. Unter ihrer Einwirkung wird das Material in einen viskosen, „teigigen“ Zustand überführt. In der Fügezone zwischen den Halbzeugen findet kein Aufschmelzen statt. Aus diesem Grund wird das Rührreibschweißen als Fügen in der festen Phase (in der englischsprachigen Literatur als „solid state process“) bezeichnet.

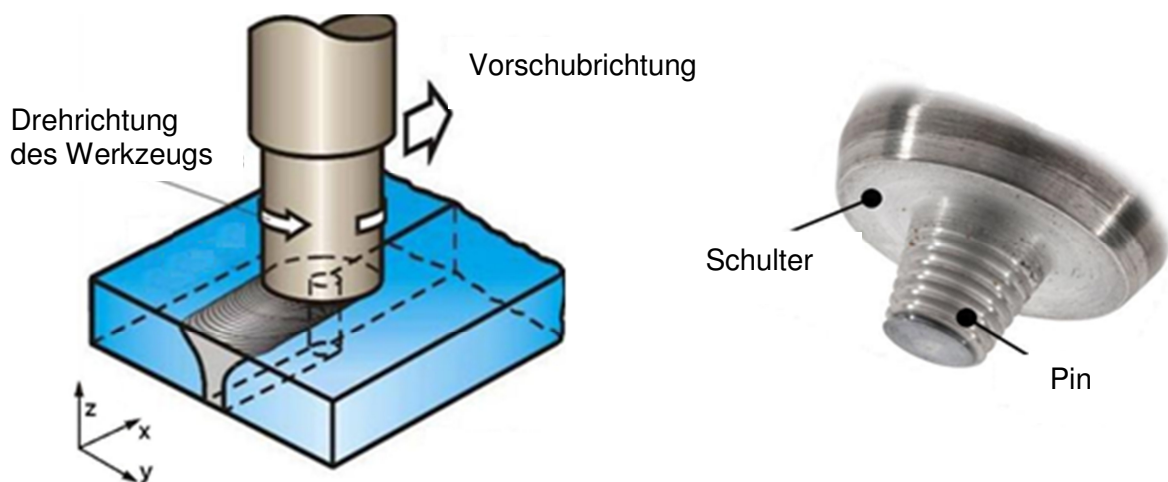


Bild 1: Prinzipskizze des FSW und Schweißwerkzeug /AiF09/

Das klassische Schweißwerkzeug besteht aus Schulter und Gewindepin, vgl. Bild 1, und erfüllt zwei Hauptfunktionen:

- Erzeugung der Reibungswärme
- Transport und Verdichtung des Materials

Der wesentliche Anteil an Reibungswärme wird durch die Werkzeugschulter erzeugt /Mis07/. Die meist konkav ausgebildete Schulterinnenfläche verdichtet das durch die Reibungswärme in einen viskosen Zustand überführte Material und erleichtert seinen Transport zum Werkzeugpin. Die überlagerte Rotations- und Translationsbewegung

des Pins führt zu einem Verrühren des Materials und seine Beförderung um die Rotationsachse des Werkzeugs, entgegen der Schweißrichtung. Während dieses Vorgangs ist das Material einer intensiven Verformung ausgesetzt. Die Kombination zwischen den hohen Verformungsgraden und Prozesstemperaturen begünstigt die dynamische Rekristallisation in der Schweißnaht, was in der Ausbildung einer sehr feinen Mikrostruktur resultiert /Mis5/. Diese wird als eine der Ursachen für die guten mechanischen Eigenschaften der FSW-Verbindungen gesehen. Zu den Vorteilen des Verfahrens zählen nicht nur die gute Nahtqualität, sondern auch seine Energieeffizienz und Umweltfreundlichkeit. Beim FSW sind keine Schutzgasatmosphäre und kein Zusatzwerkstoff erforderlich, so dass beliebige Kombinationen von Aluminiumlegierungen rührreibgeschweißt werden können.

Darüber hinaus ist der Fügeprozess durch eine hohe Stabilität gekennzeichnet. Kurz nach dem Eintauchen des Werkzeugs ins Material stellt sich ein quasistationärer Zustand ein, bei dem alle Prozessparameter und Prozessreaktionen ein konstantes Niveau beibehalten. Letzteres kann in Bild 3 mithilfe der Zeitverläufe einiger typischer FSW-Kenngrößen veranschaulicht werden /REC04/. Dabei wurde die nicht konventionelle Pin-Eintauchtiefe $E_{t_{Pin}}$ als Prozessparameter definiert, vgl. Bild 2. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurde Letztere im Bild 3 durch die in der Literatur standardmäßig verwendete Eintauchtiefe E_t (engl. hpd = heel plunge depth) ersetzt. Der Definition nach entspricht E_t dem Abstand zwischen der Halbzeugoberfläche und dem tiefsten Punkt der Werkzeugschulter /Mis07/, vgl. Bild 2. Sie lässt sich als Funktion der Werkzeuggeometrie und des Schweißwinkels aus der in /REC04/ verwendete Pin-Eintauchtiefe $E_{t_{Pin}}$ berechnen.

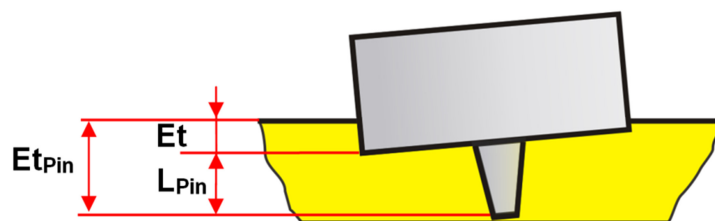


Bild 2: Eintauchtiefe E_t , Pineintauchtiefe $E_{t_{Pin}}$ /AiF09/

Neben der Darstellung der Eintauchtiefe E_t anstelle von $E_{t_{Pin}}$ wurden in Bild 3 die drei, für das Rührreibschweißen charakteristischen Phasen: die Eintauch- die Vorwärm- und die Schweißphase /INT11/ ergänzt.

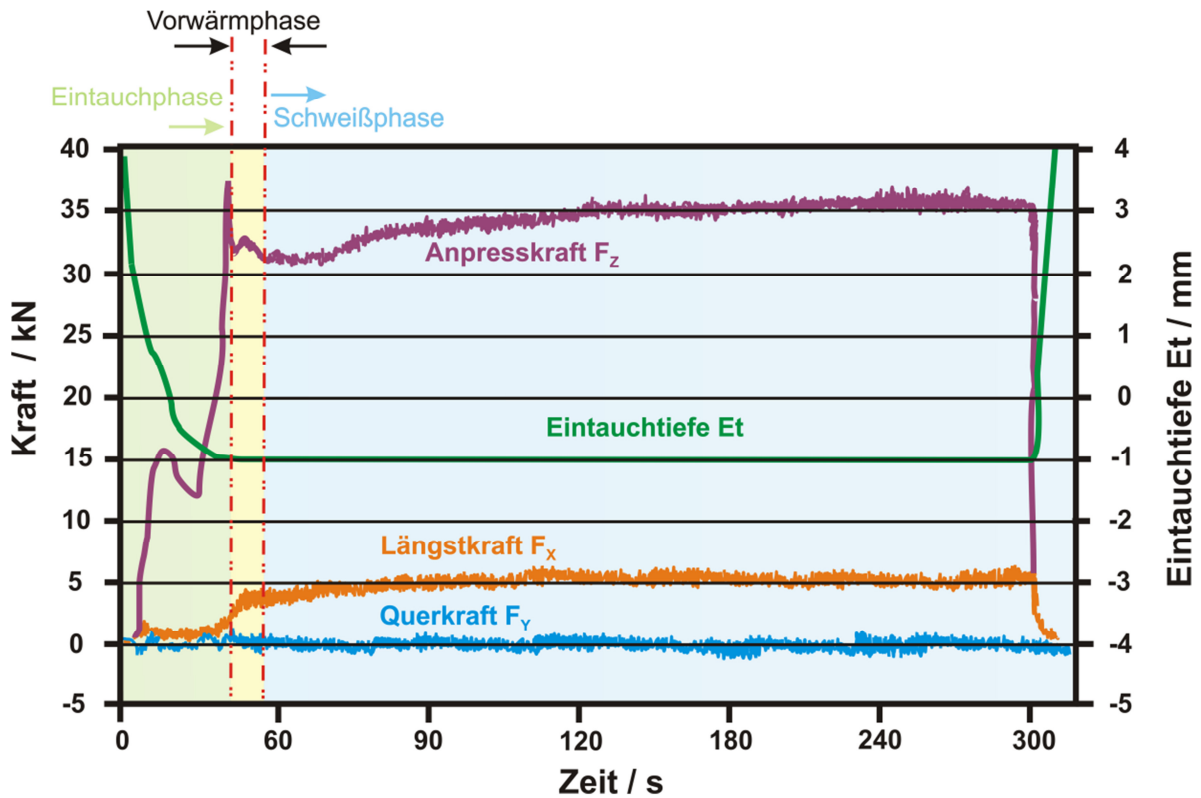


Bild 3: Repräsentative Zeitverläufe ausgewählter Prozessgrößen und -reaktionen beim FSW

Die Eintauchphase ist dabei grün hinterlegt. Ihr Beginn ist durch den Kontakt zwischen dem Werkzeugpin und der Halbzeugoberfläche gekennzeichnet. Mit der Zeit taucht der Pin ins Material ein. Somit steigen die Werte der als Prozessreaktionen definierten Kräfte. Eine wesentliche Erhöhung ist insbesondere bei der Anpresskraft (F_z) zu beobachten. Sie ist von 0 kN zu Beginn der Eintauchphase bis auf ca. 16 kN beim voll eingetauchten Pin gestiegen. Die Kräfte in (F_x) und quer (F_y) zur Schweißrichtung bleiben zum selben Zeitpunkt nahezu konstant.

Nach dem Eintauchen des Pins ins Material folgt das Aufsetzen der Werkzeugschulter auf die Halbzeugoberfläche ($E_t = 0$ mm), was mit einer weiteren Zunahme der Reaktionskräfte verbunden ist. Die Eintauchphase endet nach dem Erreichen der vorgegebenen Eintauchtiefe. Dabei beträgt die Anpresskraft F_z bereits 35 kN. Die Kraft entlang der Schweißrichtung F_x ist auf 5 kN angestiegen, wohingegen die Querkraft F_y nahezu unverändert, bei $F_y = 0$ kN, bleibt /REC04/.

Im Anschluss an die Eintauchphase folgt die Vorwärmphase. Sie ist in Bild 3 gelb hinterlegt. Während der Vorwärmphase dreht sich das Werkzeug ins Material, ohne eine translatorische Bewegung auszuführen. Die durch die Rotationsbewegung bedingte Temperaturerhöhung verursacht eine Reduktion der Festigkeitskennwerte der Fügepartner. Dies führt zu einer Verringerung des Werkstoffwiderstands gegen das

Eintauchen des Werkzeugs ins Material und somit zur Senkung der Prozessreaktionskräfte. In dem betrachteten Beispiel kann das mit dem Verlauf der Anpresskraft F_z , deren Betrag während der Vorwärmezeit um ca. 4 kN abfällt, veranschaulicht werden.

Die Schweißphase beginnt mit der Vorschubbewegung des Werkzeugs entlang der Stoßkante. Letztere ist als die Kontaktlinie zwischen den zu fügenden Halbzeugen definiert, entlang welcher der Schweißnahtverlauf festgelegt wird. Der Anfang der Schweißphase ist mit einer weiteren Erhöhung der Prozesskräfte verbunden. Wenige Sekunden nach Beginn der translatorischen Bewegung und somit des eigentlichen Fügevorgangs stellt sich der quasistationäre Schweißbetrieb ein, bei dem keine bzw. nur geringe Änderungen der Reaktionsparameter auftreten /REC04/. Dies ist ein Merkmal für eine hohe Prozessstabilität, durch die sich die vergleichbaren mikrostrukturellen und mechanischen Eigenschaften der FSW-Nähte erklären lassen.

Bei der Einstellung von optimierungsbedürftigen Schweißparametern, kann es jedoch zu Kräfteschwankungen im quasistationären Prozessbereich kommen /NEU09/. Der instabile Prozessverlauf wird mit Unregelmäßigkeiten in der Mikrostrukturausbildung in der Fügezone assoziiert, was wiederum negative Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften der Verbindungen hat.

Um die Vorteile der quasistationären Phase beim FSW ausnutzen zu können, sind umfangreiche Kenntnisse über die Auswirkungen der einzelnen Schweißparameter auf den Prozess erforderlich. In diesem Zusammenhang wurden in der Vergangenheit zahlreiche Forschungsarbeiten durchgeführt. Mehrere Autoren haben die Beziehungen zwischen der Drehzahl und der Vorschubgeschwindigkeit des Schweißwerkzeugs und die daraus resultierenden Temperaturen in der Fügezone studiert /Nis03/, /LIE01/, /LIE03/. Die Änderungen der Maschinenkräfte und Momente als Funktion der Eintauchtiefe des Werkzeugs ins Material wurden ebenfalls untersucht /JOH01/. Weitere Veröffentlichungen berichten über die Effekte der Pingeometrie, und der Anpresskraft auf die Energieeinbringung in die Schweißnaht /TAN98/. Eine Übersicht dieser Untersuchungen zeigt jedoch, dass im Fokus der Arbeiten sehr oft unterschiedliche Prozessparameter stehen. Darüber hinaus sind die Einflüsse der als wichtige Parameter definierten Größen auf unterschiedliche Prozessreaktionen wie z. B. Schweißtemperatur, Prozesskräfte oder -momente bezogen.

Die Identifikation der FSW-Parameter, die wesentliche Auswirkung auf das Schweißergebnis haben, ist von primärer Bedeutung für die Qualitätssicherung beim Rührreißschweißen. Die erste Studie, die sich systematisch mit der Bewertung der FSW-

Prozessparameter in Hinsicht auf die Quantität ihres Einflusses auf die Prozessreaktionen und somit auf die Qualität der Schweißnaht befasst, wurde an der Brigham Young Universität in der USA durchgeführt /REC04/. Um die wissenschaftlichen Grundlagen für eine korrekte Prozessanalyse zu gewährleisten, wurde die Versuchsmatrix der o.g. Studie mithilfe der statistischen Versuchsplanung (engl. Screening Design of Experiments DOE) gestaltet. Als erster Schritt wurden dabei sämtliche, in bereits vorhandenen Untersuchungen /NIS03/, /LIE01/, /LIE03/, /JOH01/, /TAN98/ als primäre FSW-Parameter definierten Größen zusammengefasst, vgl. Tabelle 1. Letztere wurden bei der Durchführung der Experimente in /REC04/ als Eingangsvariablen eingestellt und während der einzelnen Schweißungen konstant gehalten.

Tabelle 1: FSW-Prozessparameter (Eingangsvariablen) /REC04/

Größe	Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
Vorschubgeschwindigkeit	v_x	mm/min	Geschwindigkeit des Schweißwerkzeugs entlang der Stoßkante
Drehzahl	n	1/min	Die Drehzahl des Schweißwerkzeugs um seine eigene Achse. (Durch die Drehzahl wird die Rotationsgeschwindigkeit vorgegeben)
Eintauchtiefe / Pineintauchtiefe *	$E_t / E_{t_{Pin}}$	mm	Der an der Maschine programmierte Abstand zwischen der Oberfläche des zu schweißenden Halbzeugs und der Position der Werkzeugschulter /bzw. des Werkzeugpins*/ während des Schweißvorgangs
Pinlänge	L_{Pin}	mm	Abstand zwischen der Schulter des Schweißwerkzeugs und der Pinnspitze
Schweißnahtkühlung	-	-	Kühlung der Schweißnaht während des FSW-Vorgangs
x- Startposition	X_{Pos}	mm	Abstand zwischen dem Rand des Halbzeugs und dem Anfang der Schweißnaht entlang der Stoßkante
y- Startposition	Y_{Pos}	mm	Abstand der Schweißnaht von den Rändern des Halbzeugs parallel zur Stoßkante
Vorwärmzeit	t_{vorw}	s	Zeit zwischen dem Eintauchen des Werkzeugs ins Halbzeug und dem Anfang der translatorischen Bewegung entlang der Stoßkante

Die Prozessreaktionen bei Änderungen der in Tabelle 1 zusammengefassten Eingangsparameter wurden durch die Messung der in Tabelle 2 aufgeführten Größen erfasst.

Tabelle 2: FSW-Prozessreaktionen (Ausgangsvariablen) /REC04/

Prozessreaktion/ Ausgangsvariable	Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
Kraft x-Richtung	F_x	kN	Kraft entlang der Stoßkante
Kraft y-Richtung	F_y	kN	Kraft quer zur Stoßkante
Kraft z-Richtung	F_z	kN	Anpresskraft
Temp. der Pinspitze	T_{Pin}	°C	in der Mitte der Pinspitze gemessene Temperatur
Temp. der Werkzeugschulter1	$T_{Schulter1}$	°C	Temperatur auf der inneren Seite der Werkzeugschulter (im Übergang zw. Pinrand und Schulter)
Temp. der Werkzeugschulter2	$T_{Schulter2}$	°C	Temperatur auf dem äußeren Rand der Werkzeugschulter
Motorleistung	P	kW	Ges. Leistung des Motors (Vorschub + Rotationsbewegung)
gemessene Schulterposition	Et_{mess}	mm	Der gemessene Abstand zwischen den tiefsten Punkt der Werkzeugschulter im Halbzeug und der Halbzeugoberfläche

Für die Ermittlung der Beziehungen zwischen den Eingangs- und den Ausgangsvariablen wurden 16 Schweißversuche durchgeführt. Bei allen Versuchen konnte eine quasistationäre Phase identifiziert werden /REC04/. Ihre zeitlich gemittelten Werte wurden für die Prozessanalyse verwendet.

Die Einflüsse der einzelnen Eingangsparameter auf den Schweißvorgang wurden mithilfe der Pareto-Methode abgeschätzt /KAM13/. Dabei konnte festgestellt werden, dass die Drehzahl und die Vorschubgeschwindigkeit des Schweißwerkzeugs den FSW-Vorgang am wesentlichsten beeinflussen. Diese Parameter haben eine Auswirkung sowohl auf den Kräfte- als auch auf den Temperaturhaushalt und die Motorleistung während des Schweißvorgangs. Als weiterer wichtiger Prozessparameter erweist sich ebenfalls die Eintauchtiefe des Werkzeugs ins Material. Ihre Variation ist mit einer deutlichen Änderung der Prozessreaktionen, ausgenommen der Kräfte in (F_x) und quer (F_y) zur Schweißrichtung, verbunden.

Mithilfe der statistischen Versuchsplanung ist es Record und Cowington gelungen auf wissenschaftlicher Basis die primären FSW- Parameter eindeutig zu identifizieren. In ihrer Analyse wurden jedoch die Wechselwirkungen und die Kombinationen zwischen den einzelnen Prozessparametern nicht berücksichtigt. Letzteres, sowie weitere Einflussgrößen auf den Schweißvorgang wie z. B. die Werkzeuggeometrie, wurden in der Studie von Kumar ergänzt /KUM12/. Die Ergebnisse dieser erweiterten Arbeit be-

stätigen die Eintauchtiefe, die Drehzahl und die Vorschubgeschwindigkeit als primäre FSW-Parameter /KUM12/.

Trotz ihrer Ausführlichkeit wurden in den o.g. Untersuchungen einige Phänomene nicht erklärt. Record hat z. B. festgestellt, dass die Werte der über ein extern angeschlossenes Messgerät ermittelten Eintauchtiefe und der von der Maschinenregelung aufgenommenen Eintauchtiefe voneinander abweichen /REC04/. Während die beiden Größen bei unbelasteter Schweißanlage d.h. vor dem Beginn der Eintauchphase gleich sind, gehen sie mit Fortschreiten des Eintauchvorgangs auseinander. Die extern gemessene Eintauchtiefe weist derweil niedrigere Werte auf. Die Ursachen dafür wurden in der Studie von Kumar ebenfalls nicht behandelt, obwohl die Eintauchtiefe als einer der primären FSW-Parameter identifiziert wurde. Dieses Phänomen und seine Auswirkungen auf den Schweißprozess wurden von Zaeh und Gebhard analysiert /ZAE09/, /AIF09/. Dabei wurden die Abweichungen in den Werten der Eintauchtiefe auf die anlagenspezifischen mess- und regelungstechnischen Verfahren zurückgeführt. Weiterhin konnte festgestellt werden, dass die maschinenspezifischen Abweichungen bei der Einstellung und Erfassung der Eintauchtiefe die Ursache für die Entstehung von bestimmten Fehlern in der Fügezone sind /ZAE09/, was sich als Hindernis bei der Übertragbarkeit von Schweißparametern auf unterschiedliche Anlagen erweist /AIF09/.

Die Übertragbarkeit von Schweißparametern ist eine Voraussetzung für die Verbreitung des Rührreißschweißverfahrens in den Fertigungsprozessketten von kleinen und mittelständischen Unternehmen /AIF09/. Dadurch bedingt sind ihre Erforschung und Definition von großer Bedeutung für die Praxis. Die Fragen der Übertragbarkeit werden jedoch in einem Großteil der wissenschaftlichen Untersuchungen vernachlässigt. Darüber hinaus sind die bestehenden Modelle zur Beschreibung der Übertragbarkeit oft empirisch ermittelt und erfassen nur einige Aspekte der Problematik wie z. B. die Unterschiede in den verwendeten Schweißanlagen. Aus diesen Gründen werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit Übertragbarkeitsmodelle für unterschiedlichen Anlagentypen, Werkstoffe und Halbzeugdicken entwickelt, vgl. Kapitel 5. Ein weiterer Punkt, der z. B. in den Veröffentlichungen von Record und Kumar nicht behandelt wurde, ist der Einfluss des Schweißwinkels α auf die Prozessführung. Bei einer Vielzahl von FSW-Anwendungen wird das Werkzeug nicht senkrecht zur Oberfläche der Fügepartner, sondern im Winkel α in das Halbzeug eingeführt, vgl. Bild 4. Beim Schweißen von Aluminiumlegierungen hat sich ein Winkel von $\alpha = 2^\circ$ etabliert

/Mis05/. Durch den Schweißwinkel wird der Materialfluss zum Pin, im Vergleich zu einer senkrechten Position des Schweißwerkzeugs, verbessert /Mis05/.

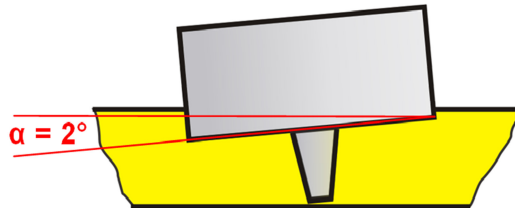


Bild 4: Schweißwinkel α

Der Materialfluss in der Fügezone ist ausschlaggebend für die Ausbildung und infolge dessen auch für die mechanischen Eigenschaften der FSW-Verbindungen /MUR98/, /BIA99/. Er wird sowohl vom Schweißwinkel, als auch von der Wärmeeinbringung und somit von der Werkzeuggeometrie sowie von den primären Prozessparametern wie Eintauchtiefe, Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit bestimmt.

Bedingt durch den Materialfluss und den in der Fügezone ablaufenden thermomechanischen Vorgänge unterscheidet sich die Mikrostruktur der FSW-Verbindungen von der Struktur der konventionellen Schweißnähte. Die Schliffbilder schmelzflüssiger Schweißungen sind durch zwei thermisch beeinflusste Bereiche geprägt- das Schweißgut (SG) und die Wärmeeinflusszone (WEZ) /SCH10/, vgl. Bild 5 /GSI08/. Dahingegen weisen die Schliffbilder der Rührreibschweißverbindungen drei Bereiche auf- die Kernzone (oder Nugget), die thermomechanisch beeinflusste Zone (TMEZ) und die Wärmeeinflusszone (WEZ), vgl. Bild 6. Die Nugget und die thermomechanisch beeinflusste Zone haben somit kein Äquivalent in der Mikrostruktur der konventionellen Schweißungen.

Als Schweißgut wird bei den schmelzflüssigen Verbindungen die nach der Kristallisation des abgeschmolzenen Grundwerkstoffs und des Zusatzwerkstoffs gebildete Zone bezeichnet /SCH10/. Dort erfolgt das Kristallwachstum senkrecht zur Phasengrenze flüssig/fest, was die Bildung von relativ groben, in der Länge gestreckten, dendritischen Kristalliten begünstigt /BAR05/. Die quer zur Beanspruchungsrichtung liegenden Korngrenzen der Dendriten führen zur Reduktion der Zähigkeit und der Festigkeit des Schweißguts /BAR05/. Die mechanischen Eigenschaften in diesem Bereich werden zusätzlich durch die in der Nahtmitte konzentrierten Verunreinigungen beeinträchtigt. Diese meist spröden Verunreinigungen werden während des Erstarrungsvorgangs vor den Kristallisationsfronten „geschoben“ und auf diese Weise zur Nahtmitte transportiert. Da das Fügen beim FSW in der festen Phase erfolgt, ist in der Mikrostruktur der Verbindungen kein Äquivalent des Schweißguts vorhanden.

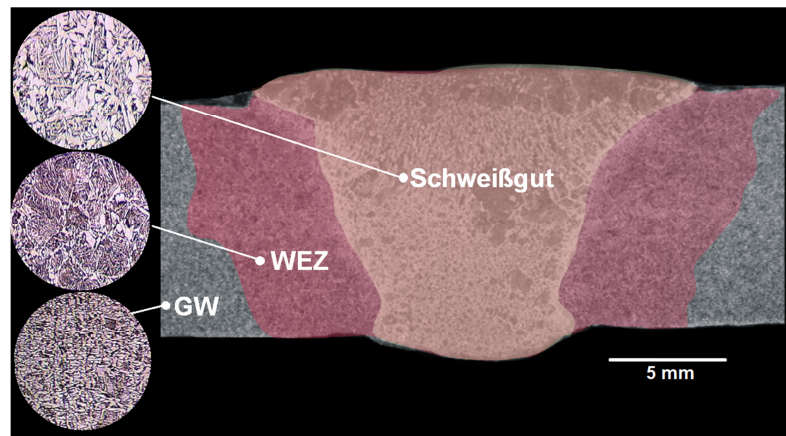


Bild 5: Mikrostruktur der schmelzflüssigen Schweißverbindung /SCH10/.

Die Wärmeeinflusszone bei den schmelzflüssigen Schweißverfahren ist durch die Schmelzgrenze vom Schweißgut getrennt /BAR05/. Sie entsteht infolge der hohen Temperaturen in den Bereichen um das Schweißbad. Thermisch bedingt werden dort die Diffusionsvorgänge beschleunigt, was zur Grobkornbildung führt. Die mechanischen Eigenschaften der WEZ sind infolge ihrer grobkörnigen Mikrostruktur schlechter als die des thermisch unbeeinflussten Materials /BAR05/.

Im Gegensatz dazu tritt in der WEZ der Rührreibschweißverbindungen keine Grobkornbildung auf /Mis05/. Dies lässt sich mit den, im Vergleich zum Schmelzschweißen, niedrigen Prozesstemperaturen erklären, durch welche die thermodynamischen Voraussetzungen zur Grobkornbildung nicht gegeben sind.

Die Unterschiede in dem Aufbau der Fügezonen der konventionellen- und der FSW-Schweißungen beeinflussen ebenfalls deren mechanische Eigenschaften. In diesem Zusammenhang werden im Folgenden die Ausbildung der Mikrostruktur beim Rührreibschweißen und ihr Einfluss auf die Versagensmechanismen der FSW-Verbindungen ausführlich analysiert.

In Bild 6 ist der typische Querschliff einer FSW-Verbindung dargestellt. Die als Nugget bezeichnete Kernzone entsteht in der Mitte der Schweißnaht, an der Stelle, an der das Material durch die Bewegung des Werkzeugpins die größte Verformung erfährt. Bedingt durch die hohen Verformungsgrade und Prozesstemperaturen findet in diesem Bereich eine dynamische Rekristallisation statt /REY07/. Sie ist die Ursache für die Ausbildung eines sehr feinen homogenen Gefüges mit einem mittleren Korndurchmesser zwischen $0,1 \mu\text{m}$ und $20 \mu\text{m}$ /Mis05/.

Im Gegensatz zum dendritischen Schweißgut der schmelzflüssigen Verbindungen, hat das Nugget eine feinere Körnung als der Grundwerkstoff. In der Praxis ist die

Kornverfeinerung neben der Ausscheidungshärtung, der Kaltverfestigung und der Mischkristallverfestigung als festigkeitssteigernde Maßnahme bekannt /Roo08/. Darüber hinaus führt sie gleichzeitig zur Verbesserung der Verformbarkeit /Roo08/. Die hervorragenden mechanischen Eigenschaften des Nuggets werden somit durch sein feinkörniges Gefüge geprägt. Seine Korngröße ist dabei von der Prozesstemperatur, des während des Verrührens erreichten Verformungsgrads und der Vorschubgeschwindigkeit abhängig /SAT03/. Sie nimmt exponentiell mit der Prozesstemperatur und linear mit der Vorschubgeschwindigkeit zu /Gou03/.

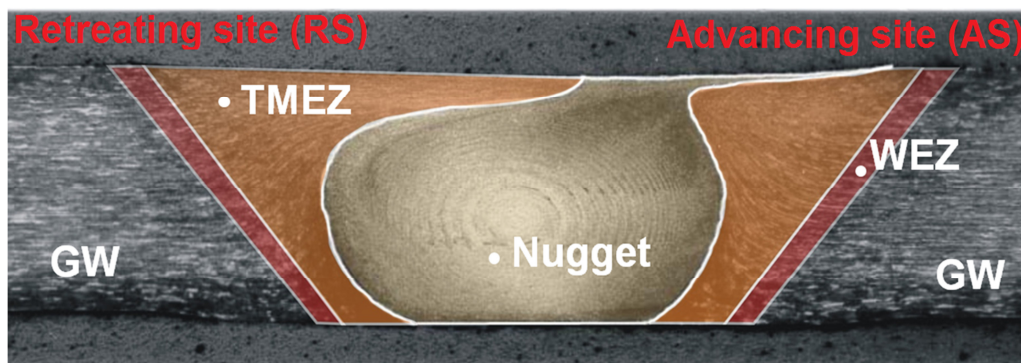


Bild 6: Mikrostruktur der Rührreißschweißverbindung

Aufgrund der Überlagerung der rotatorischen und der translatorischen Werkzeugbewegung beim Schweißen hat das Nugget eine asymmetrische Form. Auf der so genannten Gleichlaufseite (engl. Advancing Site, AS) der FSW-Naht, bei welcher die Richtung der Rotation- und der Translationsbewegung des Schweißwerkzeugs übereinstimmen, ist am Nugget ein Ausläufer (engl. flow arm) zu sehen.

Der Nächste, in der Struktur der FSW-Verbindung kristallographisch unterscheidbare Bereich ist die thermomechanisch beeinflusste Zone (TMEZ). Sie ist wie das Nugget prozesstypisch und hat kein Äquivalent in der Mikrostruktur der Schmelzschweißungen. Sie umfasst die Bereiche unter der Schulter des Schweißwerkzeugs, die während des Fügevorgangs einer starken mechanischen Belastung ausgesetzt sind. Im Gegensatz zum Nugget ist die Temperatur und/oder die Verformung in der TMEZ nicht ausreichend für die Aktivierung einer dynamischen Rekristallisation. Demzufolge sind die Körner in diesem Bereich größer als im Nugget und weisen sichtbare plastische Verformungen auf. Die Korngröße variiert stark infolge des asymmetrischen Materialtransports in der Schweißnaht. Für die TMEZ auf der Gleichlaufseite der FSW-Verbindung sind grobe, lang gezogene Körner charakteristisch /HEU11/. Diese Körner unterscheiden sich deutlich von der Mikrostruktur des Nuggets, was die klare Abgrenzung der TMEZ vom Nugget erlaubt /HEU11/. Im Kontrast dazu sind die

Körner auf der Gegenlaufseite (engl. Retreating Site) der TMEZ sehr fein, mit kaum detektierbaren Verformungen /HEU11/, /KUM08/.

Zwischen der thermomechanisch beeinflussten Zone und dem Grundwerkstoff befindet sich die Wärmeeinflusszone. Der Definition nach sind dort keine mechanisch verursachten Deformationen erkennbar. Die WEZ hat die gleiche Korngröße wie das Grundmaterial und unterscheidet sich davon primär durch die Abmessungen und die Verteilung der im Matrixwerkstoff eingebetteten Ausscheidungen /HEI02/. Die o.g. Mikrostrukturänderungen sind dabei eine Funktion der thermischen Einflüsse und der Art des Werkstoffs. Sie haben keine wesentlichen Auswirkungen auf die FSW-Verbindungen naturharter Legierungen. Bei aushärtbaren Werkstoffen dagegen führt die Modifikation der Ausscheidungsanordnung und -Abmessungen zur deutlichen Änderung der mechanischen Eigenschaften. Besonders ausgeprägt sind dabei die negativen Effekte von der Auflösung der festigkeitssteigernden Ausscheidungen. Die Auflösung und der damit verbundene Festigkeitsabfall in der WEZ lassen sich jedoch bei kalt ausgelagerten Legierungen (T4) durch eine Reduktion der Prozesstemperatur vermeiden /AIF08/. Somit können die rührreibgeschweißten Nähte mancher aushärtbaren Legierungen die gleiche Festigkeitsklasse wie der Grundwerkstoff selbst erreichen /AIF08/, was ein großer Vorteil vom FSW gegenüber den herkömmlichen schmelzflüssigen Schweißverfahren ist.

Die FSW-Nähte entstehen durch die Überlagerung von thermischen und mechanischen Vorgängen, was sowohl ihre Mikrostrukturausbildung als auch die dabei auftretenden Fehler beeinflusst. Die aus den herkömmlichen Schweißverfahren bekannten Fehler wie die Grobkornbildung, Heiß- und Härterisse etc. sind im Wesentlichen von den Erstarrungsvorgängen, von der Wärmeausdehnung und Wärmeleitung geprägt. Im Gegensatz dazu sind die beim FSW auftretenden Unregelmäßigkeiten vorwiegend auf strömungsmechanische Vorgänge zurückzuführen. Ungünstige Materialtransportbedingungen und die daraus resultierenden Fehler treten nur bei einer ungünstigen Prozessführung auf. Nach Optimierung der Prozessparameter und/oder – Randbedingungen ist die reproduzierbare Herstellung von fehlerfreien Verbindungen möglich.

Im Folgenden werden die Schweißfehler beim FSW, ihre Ursachen und die entsprechenden Möglichkeiten zur Prozessoptimierung dargestellt.

Tunnelfehler (engl. wormhole)

Die Tunnelfehler sind volumetrische Fehler, die sich über die gesamte Länge der FSW-Verbindung erstrecken können. Sie werden oft als Schlauchporen bezeichnet

und befinden sich immer auf der Gleichlaufseite der Schweißnaht /RUI04/, vgl. Bild 7. Ihre Entstehung ist mit der nicht ausreichenden Wärmeeinbringung in der Schweißnaht verbunden, die einen diskontinuierlichen Materialtransport um den Pin zur Folge hat /REY05/. Tunnelfehler treten gewöhnlich bei einer zu hohen Vorschubgeschwindigkeit des Schweißwerkzeugs auf /ARB07/. Als weitere Ursache für ihre Entstehung wird die unzureichende Verdichtung des Materials in der Fügezone gesehen /VOE09/.



Bild 7: Tunnelfehler an der Gleichlaufseite /SHE06/

Poren (voids)

Poren sind kleine volumetrische Fehler, vgl. Bild 7. Ihre Entstehung ist wie bei den Tunnelfehlern mit Störungen im Materialflussverlauf verbunden und wird oft mit dem Anfang des Schweißprozesses assoziiert /RUI04/. Bei kaltem Schweißkopf und kaltem Werkstoff wird die zur ausreichenden Plastifizierung des Materials notwendige Temperatur nicht erreicht, was die Bildung von Poren verursacht. Im Laufe des Fügeprozesses werden sowohl das Schweißwerkzeug als auch die Halbzeuge erwärmt, wodurch der Materialflussverlauf verbessert und die Ursache der Porenbildung beseitigt wird.

Um eine Porenbildung am Anfang der Schweißnaht zu vermeiden wurde die Vorwärmphase eingeführt. Die während der Vorwärmphase in der Fügezone eingebrachte Reibungswärme verbessert den Materialfluss beim Starten der Schweißphase und verhindert somit die Porenbildung.

Kaltverschweißungen (Kissing Bond, Joint Line Remnant)

Kaltverschweißungen sind Oxide, die nach dem Aufbrechen der Oberflächenoxidschicht in die Schweißnaht transportiert wurden. Durch die Zertrümmerung der Oxidschicht werden Bruchstücke in die Fügezone eingebracht, die sich beim Verrühren an den inneren Grenzflächen zwischen den ehemaligen Oberflächen des Halbzeugs ablagern, vgl. Bild 8.

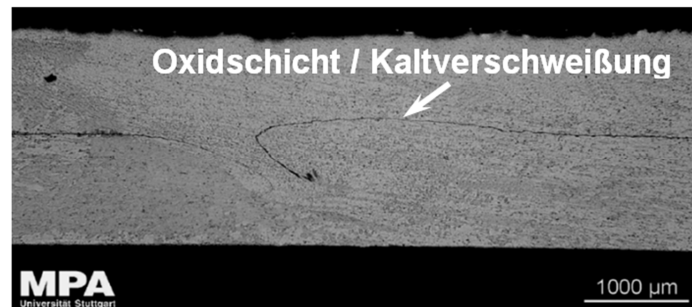


Bild 8: Kaltverschweißungen in einer FSW- Überlappverbindung /AiF08/

Aufgrund ihrer hohen Schmelztemperatur, verbinden sich diese Bruchstücke nicht fest genug mit dem umgebenden Material, was zur Bildung von Kaltverschweißungen führt. Letztere treten ab einer kritischen, materialspezifischen Schichtdicke der Oberflächenoxide auf /VUG05/ und haben keinen wesentlichen Einfluss auf das statische Verhalten der Bauteile. Bei schwingender Beanspruchung verursachen sie jedoch unter Umständen eine deutliche Reduktion der Lebensdauer von Schweißverbindungen, da sie als Ausgangsstelle für den Ermüdungsriss dienen können /Dic03/. Eine bedeutende Rolle bei der Initiierung von Ermüdungsrissen haben dabei die Kaltverschweißungen in der Nähe der Nahtwurzel, die in der englischsprachigen Literatur als „root flaws“ bekannt sind /VUG05/. Hierbei muss ausdrücklich betont werden, dass solche Erscheinungen nur bei Kaltverschweißungen mit großer Länge auftreten /WID06/. Bei empfindlichen Legierungen kann die Entstehung solcher Defekte durch die mechanische Entfernung der Oberflächenoxydschicht z. B. durch das Abschleifen verhindert werden /VUG05/.

Offene Schweißnahtwurzel (Lack of Penetration)

Die Entstehung dieses Fehlers wird durch den großen Abstand zwischen der Spitze des Werkzeugpins und der Rückseite der zu verschweißenden Halbzeuge verursacht. Aufgrund dieses Abstands ist das Verrühren des Materials entlang der gesamten Tiefe der Stoßkante nicht möglich. Die Wurzel der FSW-Naht wird somit nicht vom Schweißvorgang beeinflusst und bleibt daher offen, vgl. Bild 9.

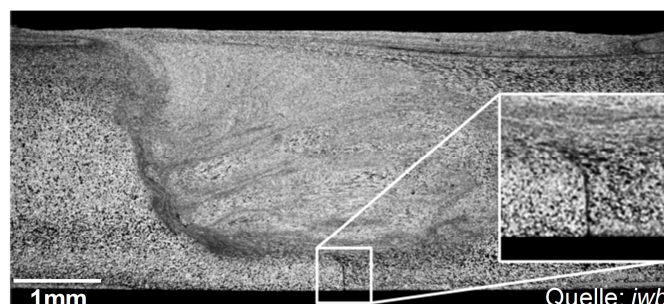


Bild 9: Bildung einer offenen Schweißnahtwurzel /AiF09/

Der maximal zulässige Abstand, bei dem die Schweißnahtwurzel geschlossen wird, ist von mehreren Faktoren wie z. B. vom Werkstoff und Blechdicke des Halbzeugs, vom Schweißwerkzeug sowie von der Pingeometrie abhängig. Zaeh und Gebhard haben in Ihren Untersuchungen eine empirische Methode zu seiner Ermittlung vorgeschlagen [ZAE09], [AiF09]. Darüber hinaus werden in ihren Veröffentlichungen die Anlageneinflüsse auf diesen Abstand untersucht. Nach Gebhard bewirkt die aufgrund der hohen Anpresskraft F_z auftretende Anlagenverformung in Werkzeugrichtung ΔE_m eine Reduktion der tatsächlichen Eintauchtiefe ΔE_t vom Werkzeug ins Material, vgl. Bild 10.

Letztere wird bei einem positionsgeregelten Schweißbetrieb nicht kompensiert. Sie hat denselben Betrag wie die Anlagenverformung. Wird die Anlage als eine Feder betrachtet, lässt sich nach [ZAE09] ΔE_t als Funktion der Nachgiebigkeit N der Schweißanlage und der Anpresskraft wie folgt darstellen:

$$\Delta E_t = \Delta E_m = F_z \cdot N \quad (\text{Gl. 1})$$

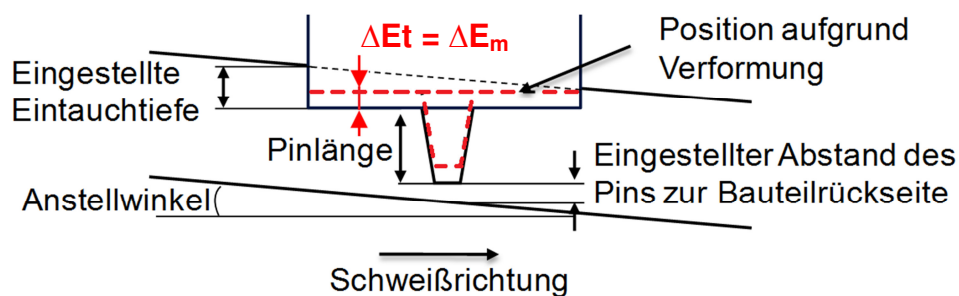


Bild 10: Bildung einer offenen Schweißnahtwurzel aufgrund der Anlagenverformung während des FSW-Vorgangs [AiF09]

Die Eintauchtiefe während des FSW-Vorgangs wurde von Gebhard mit $E_{t_{\text{tat}}}$ bezeichnet und als die Differenz zwischen der eingestellten Eintauchtiefe E_t und der Anlagenverformung ΔE_m definiert.

$$\Delta E_{t_{\text{tat}}} = E_t - \Delta E_m \quad (\text{Gl. 2})$$

Der Abstand der Pinspitze zur Bauteilrückseite s_{Pin} kann ebenfalls als Funktion der Anlagenverformung ΔE_m dargestellt werden.

$$s_{\text{Pin}} = l_0 - \cos \alpha \cdot (l_{\text{Pin}} + \Delta E_m) \quad (\text{Gl. 3})$$

Mit l_0 und l_{Pin} werden entsprechend die Blechdicke und die Pinlänge bezeichnet. Der Schweißwinkel α ist nach Bild 4 zu bestimmen.

In Bild 11 sind die von Gebhard hergeleiteten Zusammenhänge für verschiedene Nachgiebigkeiten (von $1,0 \cdot 10^{-8}$ m/N bis $3,0 \cdot 10^{-8}$ m/N) graphisch dargestellt. Das Verhältnis zwischen der eingestellten und der nach Gl. 2 berechneten Eintauchtiefe $E_{t_{\text{tat}}}$ ist mithilfe der durchgezogenen Linien gekennzeichnet. Die Werte der eingestellten Eintauchtiefe sind auf der Abszisse des Diagramms aufgetragen und die der berechneten - auf der linken Ordinate.

Die gestrichelten Linien zeigen den Zusammenhang zwischen der eingestellten Eintauchtiefe E_t und dem Abstand der Pinspitze zur Bauteilrückseite s_{Pin} . Die Werte von s_{Pin} sind auf der rechten Ordinate aufgetragen.

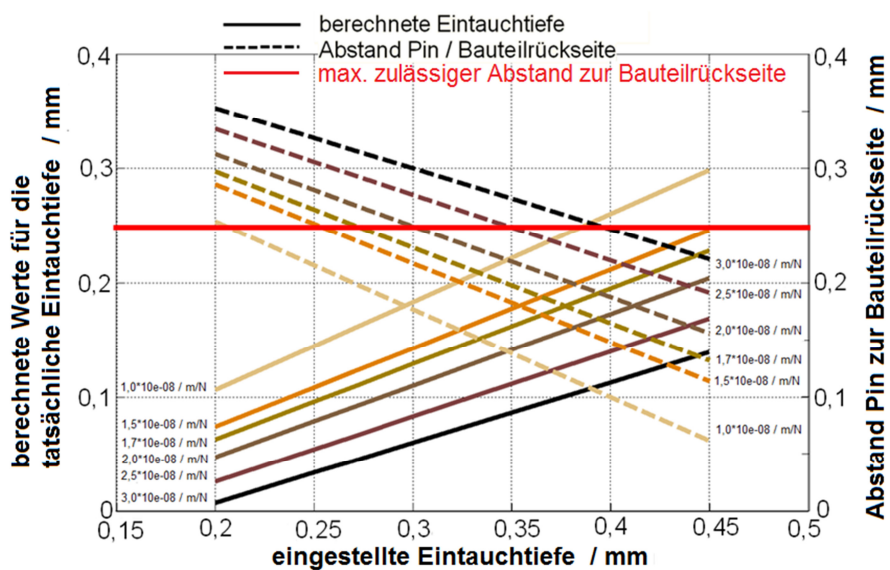


Bild 11: Abhängigkeit des Abstandes vom Pin zur Bauteilrückseite bei unterschiedlichen Maschinennachgiebigkeiten und Eintauchtiefen ($n = 1500$ 1/min, $v = 250$ mm/min, EN AW-5454-O, $l_{\text{Pin}} = 3,35$ mm) /AiF09/

Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist jeder Nachgiebigkeit eine bestimmte Farbe zugeordnet. Die beigefarbene Linie steht beispielsweise für eine Nachgiebigkeit von $1,0 \cdot 10^{-8}$ m/N. Bei einer eingestellten Eintauchtiefe von 0,25 mm ergibt sich für diese Nachgiebigkeit eine berechnete Eintauchtiefe von 0,15 mm (linke Ordinate), vgl. Bild 11. Letztere entspricht der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{\text{tat}}}$, die sich nach Gebhard während des FSW-Prozesses einstellt.

Mit Zunahme der Nachgiebigkeit wird die Maschinenverformung größer woraus eine Reduktion der tatsächlichen Eintauchtiefe resultiert. Bei einer Nachgiebigkeit von $3,0 \cdot 10^{-8}$ m/N und einer eingestellten Eintauchtiefe von 0,25 mm beträgt der nach Gl. 2 berechnete Wert für die tatsächliche Eintauchtiefe nur noch 0,03 mm.

Die in Bild 11 gestrichelt dargestellten Linien dienen zur Identifikation der eingestellten Eintauchtiefen, für welche bei bestimmter Nachgiebigkeit die Schweißnahtwurzel offen bleibt. Die o.g. Identifikation erfolgt mithilfe einer Vergleichsanalyse zwischen den nach Gl. 3 berechneten Werten des Abstandes der Pinspitze zur Bauteilrückseite und dem maximal zulässigen Abstand des Pins zur Bauteilrückseite. In dem betrachteten Beispiel wurde letzterer von Zaeh und Gebhard empirisch ermittelt [ZAE09]. Sein Wert beträgt 0,25 mm [ZAE09], gilt nur für die verwendeten Halbzeuge und Werkzeuggeometrien und ist im Bild 11 als rote, durchgezogene Linie dargestellt. Überschreiten die gestrichelten Linien diesen maximal zulässigen Abstand, ist mit der Bildung einer offenen Schweißnahtwurzel zu rechnen. So ist z.B. bei einer Nachgiebigkeit von $1,0 \cdot 10^{-8}$ m/N und einer eingestellten Eintauchtiefe von 0,25 mm der Abstand des Pins zur Bauteilrückseite ca. 0,22 mm. Er liegt somit unterhalb der roten Referenzlinie, demnach wird die Nahtwurzel der FSW-Verbindung geschlossen sein. Bei der gleichen Eintauchtiefe und einer Nachgiebigkeit von $3,0 \cdot 10^{-8}$ m/N ist dieser Abstand ca. 0,34 mm und überschreitet somit die Referenzlinie. Folglich wird die Verbindung nicht durchgeschweißt sein.

Die von Gebhard hergeleiteten Zusammenhänge sind ein Hilfsmittel bei der Einstellung der Schweißparameter im positionsgeregelten Anlagenbetrieb. Diese gelten jedoch nur für die untersuchten Werkstoff - Blechdickenkombinationen. Sollen z. B. Halbzeuge mit anderen Blechdicken gefügt werden, ist die erneute Ermittlung sowohl des minimal zulässigen Abstands zwischen der Pinspitze und der Bauteilrückseite, als auch der Steigungen der in Bild 11 dargestellten Linien notwendig. Somit sind die Voraussetzungen für die Übertragbarkeit der in Bild 11 aufgeführten Zusammenhänge auf unterschiedliche Bauteilgeometrien und Legierungen nicht gegeben. Um diesen Nachteil zu kompensieren, sind in Kapitel 5 der vorliegenden Arbeit erweiterte Modellen für die Übertragbarkeit von FSW-Parametern auf unterschiedliche Schweißsituationen entwickelt und dargestellt.

3 Lösungsweg

Die Erstellung von Modellen zur Übertragbarkeit von Schweißparametern erfordert umfangreiche Untersuchungen, bei denen die Einflüsse der verwendeten Anlage, der Werkstoffe und Halbzeuggeometrie auf den FSW-Prozess analysiert werden. Von primärer Bedeutung ist dabei der Aufbau einer experimentellen Datenbasis, die die o. g. Zusammenhänge korrekt abbildet. Eine wichtige Voraussetzung für die schlüssige Durchführung und Interpretation der FSW-Experimente ist die Elimination von Einflussgrößen, die nicht im Fokus der Untersuchungen stehen, jedoch die Qualität der Verbindungen beeinflussen. Der Ausgangspunkt für eine solche Elimination ist der Einsatz von standardisierten Schweißwerkzeugen und Spanntechnik. Hiermit werden äquivalente Randbedingungen beim Schweißen gewährleistet, sodass die im Prozessverlauf sowie in der Nahtqualität aufgezeichneten Unterschiede den Anlagen-, Werkstoff- und Halbzeuggeometrieinflüssen zugeordnet werden können. Um Letztere voneinander trennen zu können werden während der Versuche, in Anlehnung an die statistische Versuchsplanung, vgl. Kapitel 2, zwei der relevanten Größen konstant gehalten. Für die Untersuchung der Anlageneinflüsse werden z. B. Schweißungen von Halbzeugen mit übereinstimmenden Grundwerkstoffen und Geometrien verglichen. Bei Verbindungen, die mit gleichen Prozessparametern gefertigt wurden, können somit die Unterschiede in der Ausbildung der Fügezone eindeutig den Anlageneinflüssen zugeordnet werden.

Im Zusammenhang mit der Interpretation der Anlageneinflüsse auf die Prozessgrößen sind Kenntnisse über die Besonderheiten der verwendeten Schweißtechnik erforderlich. Aus diesem Grund werden die nach Kapitel 2 für das Rührreibschweißen maßgeblichen Nachgiebigkeiten der verwendeten Anlagen charakterisiert. Anschließend erfolgt die Herstellung von FSW-Verbindungen der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 an zwei Anlagen (FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH). Die nachfolgende Bewertung ihrer Qualität und somit auch die Bewertung der zum Fügen verwendeten Prozessparameter beruht auf mechanischen und mikrostrukturellen Untersuchungen. Zusätzlich werden die Unterschiede im Prozessablauf analysiert. Dafür sind Vergleiche der FSW-Reaktionsgrößen, wie z. B. die Niveaus der Prozesskräfte in der Fügezone, vorgesehen.

Die aufgeführten Versuchsreihen werden durch Schweißungen an der Fräsmaschine Deckel FS5 NC erweitert. Hierbei werden gezielt gute sowie grenzwertige Parametersätze aus der vorhandenen Datenbasis selektiert und an der Deckel FS5 NC wie-

derholt. Ziel ist die Bestätigung und die Validierung der im Rahmen der ersten Versuchsreihe aufgezeichneten Übertragbarkeitsphänomene.

Basierend auf den experimentellen Ergebnissen und unter Berücksichtigung der in Kap. 2 dargestellten wissenschaftlichen Arbeiten werden analytische Modelle für die Übertragbarkeit von Schweißparametern auf unterschiedliche Schweißsituationen erstellt. Die Überprüfung und Validierung erfolgt mit Experimenten und numerischen Untersuchungen.

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Versuchswerkstoffe

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe sind in Tabelle 3 zusammengefasst. Sie gehören zu der Gruppe der Aluminiumknetlegierungen und sind durch ihre gute Umformbarkeit gekennzeichnet /TEC11/.

Tabelle 3: Zusammenfassung der Versuchswerkstoffe

Werkstoff	Kurzzeichen	Blechdicke	Hersteller
EN AW-5454-O	AlMg3Mn	3,5 mm	Hydro Aluminium GmbH
EN AW-5754-O	AlMg3	1,5 mm	KapHydro Aluminium
EN AW-6016-T4	AlSi1,2Mg0,4	1,1 mm	Hydro Aluminium GmbH

In der Technik werden meistens Aluminiumwerkstoffe verwendet, die infolge der hohen Anforderungen an ihren mechanischen Eigenschaften und Korrosionsbeständigkeit mehrere Legierungselemente enthalten. Aus diesem Grund wurden die in Tabelle 3 dargestellten Angaben zu den Versuchswerkstoffen mit Informationen über ihre chemischen Zusammensetzungen ergänzt (vgl. Tabelle 4).

Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung der Versuchswerkstoffe /DAT97/

Werkstoff	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	andere	Al
EN AW-5454-O	0,25	0,40	0,10	1,00	2,4-3,0	0,20	0,25	0,20	0,20	rest
EN AW-5754-O	0,40	0,40	0,10	0,85	2,6-3,10	0,10	0,20	0,15	0,20	rest
EN AW-6016-T4	1,0-1,5	0,50	0,20	0,20	0,25-0,6	0,10	0,20	0,15	0,20	rest

Aus Tabelle 4 geht hervor, dass das Hauptlegierungselement der beiden naturharten Aluminiumlegierungen (EN AW-5454-O und EN AW-5754-O) Magnesium ist. Die Menge der Legierungselemente (Mg, Cr) ist in EN AW-5454-O höher, was zu einer stärkeren Mischkristallverfestigung führt /Roo07/. Somit zeichnet sich die Legierung mit höheren Festigkeitskennwerten im Vergleich zu EN AW-5754-O aus. Bei der Charakterisierung der statischen Eigenschaften der Grundwerkstoffe wurde Letzteres experimentell bestätigt, vgl. Kapitel 4.1.2.

Die Legierung EN AW-6016 stand in einem lösungsgeglühten, kaltausgelagerten Zustand (T4) zur Verfügung. Der Mechanismus der Aushärtbarkeit in Al-Mg-Si Legierungen beruht auf der Ausscheidungsbildung der Phase Mg_2Si /Roo07/. Das Lö-

sungsglügen erfolgt bei ca. 560 °C / 30 min, die anschließende Abkühlung wird an bewegter Luft durchgeführt. Eine natürliche Alterung der EN AW-6016-T4 über 7 Tage zeigt einen Anstieg der Dehngrenze $R_{p0,2}$ von 69 MPa auf 121 MPa und einen Anstieg der Zugfestigkeit R_m von 193 MPa auf 237 MPa /BIR05/. Die in Kapitel 4.1.2 experimentell ermittelten Festigkeitskennwerte für die untersuchte Legierung weisen vergleichbare Werte auf.

4.1.1 Metallographische Untersuchungen an den Grundwerkstoffen

Ziel der metallographischen Untersuchungen ist die qualitative und die quantitative Beschreibung des Aufbaus eines Materials. Die Bestimmung der örtlichen Verteilung, der Art, Form, Größe, Menge und Orientierung der Gefügebestandteile eines Werkstoffs ermöglicht die Ermittlung wichtiger Informationen über sein Verhalten. Dadurch können Schlussfolgerungen über seine mechanischen Eigenschaften und sein Beanspruchungs- bzw. Bruchverhalten gezogen werden /SCH90/.

Die in dieser Arbeit dargestellten Schlibfbilder wurden an der MPA-Universität Stuttgart mit der alkalischen Kaliumpermanganatlösung (4 g Kaliumpermanganat, 100 ml dest. Wasser, 1 g Natriumhydroxid /WEC86/) nach Weck präpariert.

Bedingt durch das identische Produktionsverfahren weisen die Gefüge der Versuchswerkstoffe Ähnlichkeiten auf. Bei der Herstellung von Knetlegierungen wird zur Verbesserung des Umformverhaltens eine Barrenhochglühung vorgenommen. Dabei variiert ihre Dauer, je nach Werkstoff, von 6 bis 48 h bei Temperaturen zwischen 450 und 630 °C /FRE06/. Während dieser Wärmebehandlung werden die aus Resteutektikum und intermetallischen Verbindungen des Aluminiums (sog. Primärphasen) bestehenden Phasengemische homogenisiert. Dabei kommt es zur Ausscheidung übersättigt gelöster Legierungselemente (Fe, Mn, Cr, Zr, V) in Form feiner intermetallischer Sekundärverbindungen /OST07/. Diese Sekundärverbindungen lassen sich in Dispersions- und Ausscheidungsphasen unterteilen.

Die Dispersionsphasen sind für das Gefüge der naturharten Aluminiumlegierungen charakteristisch. Sie treten dort als inkohärente Partikel auf, deren Größe von der Aufheizgeschwindigkeit, Glühtemperatur und -zeit der Barrenhochglühung bestimmt wird /OST07/. In den Schlibfbildern der beiden naturharten Versuchswerkstoffe EN AW-5454-O und EN AW-5754-O sind die Dispersionsphasen als kleine dunkle Grübchen erkennbar, die in einer Grundmasse aus Aluminium Mischkristallen eingelagert sind, vgl. Bild 12 und Bild 13. Die verschiedenen Kristallarten der Dispersionsphasen

sind schwer durch Ätzmethoden voneinander zu unterscheiden, da sie vom Ätzmittel angegriffen und aufgelöst werden /SCH90/. Dadurch werden an ihren Stellen in der Grundmasse der Aluminium Mischkristalle Grübchen gebildet, die in Bild 12 und Bild 13 als kleine dunkle, rundliche Flächen zu erkennen sind. Nach Tesfu-Zeru /TES10/ treten im Gefüge der betrachteten naturharten Legierungen die Dispersionsphasen Mg_5Al_8 und $AlMnFe$ auf.

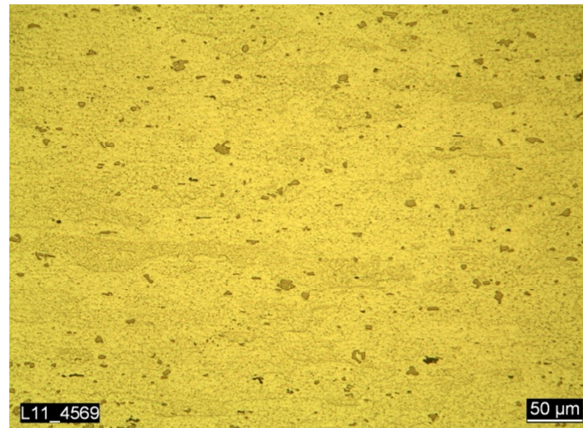


Bild 12: Lichtmikroskopische Aufnahme der Legierung EN AW-5454-O

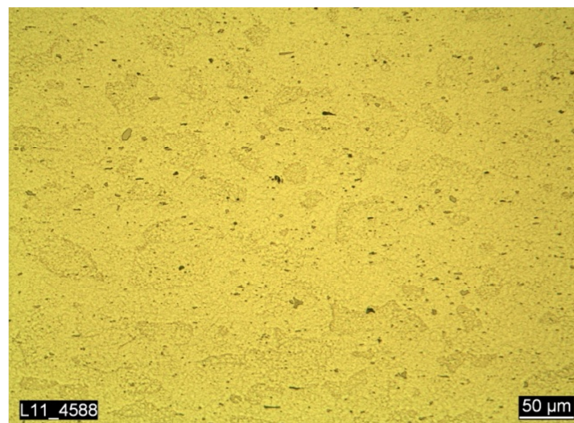


Bild 13: Lichtmikroskopische Aufnahme der Legierung EN AW-5754-O

Als Funktion ihrer chemischen Zusammensetzungen zeigen die Gefüge der EN AW-5454-O und EN AW-5754-O Unterschiede. Beim Vergleich von Bild 12 und Bild 13 fällt auf, dass der Anteil der Dispersionsphasen im Gefüge der EN AW-5454-O größer ist. Dies hat jedoch keinen entscheidenden Einfluss auf die Festigkeitseigenschaften der beiden Werkstoffe und ist durch die Inkohärenz der Matrix und der intermetallischen Partikel bedingt. Aufgrund der o. g. Inkohärenz verursachen die Dispersionsphasen keine großen Gitterverspannungen. Somit können sie die Verset-

zungsbewegung nicht erheblich verhindern und haben folglich keine wesentlichen Auswirkungen auf die Festigkeitssteigerung /ROO08/.

Die Dispersionsphasen sind durch ihre hohe thermodynamische Stabilität charakterisiert, die sie unempfindlich gegenüber nachfolgenden Wärmebehandlungen macht. Sie können als Rekristallisationskeime bei einer Wärmebehandlung dienen und beeinflussen somit die Gefügeausbildung. Dies lässt sich bei der Bestimmung der mittleren Korngröße der naturharten Versuchswerkstoffe (anhand Bild 12 und Bild 13) veranschaulichen. Nach ASTM beträgt die durchschnittliche Korngrößenklasse der EN AW-5454-O Legierung 35, was einer Kornanzahl von 1,270 Körner / mm² bzw. einer Kornfläche von 780 μm² entspricht /INT11/. Die durchschnittliche Korngröße der Legierung EN AW-5754-O beträgt 7,15 somit ist die mittlere Kornfläche ca. 910 μm² /INT11/.

Der feinere Gefügebau der EN AW-5454-O lässt sich mit der höheren Anzahl an Dispersionsphasen erklären, die beim Herstellungsprozess als Rekristallisationskeime gewirkt haben. Bedingt durch die feinere Körnung und das durch die größere Anzahl an Dispersionsphasen geprägte homogene Gleitverhalten, zeichnet sich diese Legierung mit besseren Verformungseigenschaften aus ($A_{5,EN AW-5454-O} \approx 23 \%$, $A_{5,EN AW-5754-O} \approx 21 \%$, vgl. Kap. 4.1.2). Darüber hinaus erschwert der erhöhte Anteil an Korngrenzen in dem feinkörnigen Gefüge die Versetzungsbewegung und trägt somit, zusammen mit der durch die Mischkristallverfestigung geprägten Gitterverspannung, vgl. Kap.4.1., zur Steigerung der Festigkeit bei.

Im Gegensatz zu den Gefügen der naturharten Legierungen ist das Schlibbild von EN AW-6016-T4 nicht durch thermodynamisch stabile Dispersionsphasen, sondern durch sekundäre Mg₂Si Ausscheidungsphasen geprägt. Die Ausscheidungen entstehen während der Kaltaushärtung (T4) durch die einphasige Entmischung des übersättigten Aluminium Mischkristalls. Die notwendige Bedingung dafür ist eine mit der Temperatur abnehmende Löslichkeit eines bestimmten Legierungsbestandteils, im betrachteten Fall der Mg₂Si-Phase, in dem aluminiumreichen Mischkristall /ROO07/.

Während der ersten Phase der Kaltaushärtung werden Cluster von unstrukturierten Ansammlungen von Legierungsatomen und/oder Leerstellen gebildet. Im Laufe des Aushärteprozesses entwickeln die Cluster eine innere Struktur mit bestimmter Orientierung zum Kristallgitter der Matrix /OST07/. Diese geordneten Bereiche werden nach ihren Entdeckern Guinier - Preston (GP)-Zonen genannt. Die Kinetik der Zonenbildung ist von einer Vielzahl von Faktoren geprägt. Sie ist jedoch im Wesentlichen, wie

bei allen diffusionsbedingten Vorgängen, vom Übersättigungsgrad an Legierungselementen und Leerstellen in den α -Mischkristallen sowie von der Umgebungstemperatur und den Diffusionskoeffizienten der Legierungselemente abhängig. Die Form und die Ausrichtung der GP-Zonen sind von den Gittercharakteristiken der aluminiumreichen Kristalle und den Ausscheidungsphasen abhängig.

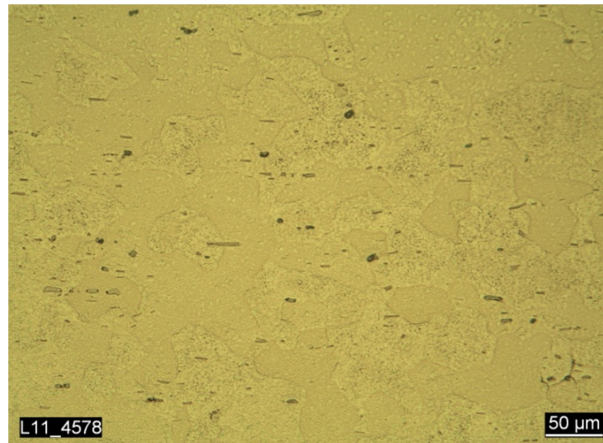


Bild 14: Lichtmikroskopische Aufnahme der Legierung EN AW-6016-T4

Im Schlibfbild des Versuchswerkstoffes EN AW-6016-T4 sind überwiegend stabförmige GP(I)-Zonen zu beobachten, vgl. Bild 14. Diese sind typisch für die Vertreter der AlMgSi-Legierungen /OST07/. Ihre Form ist eine Funktion des relativ großen Gitterparameterunterschieds zwischen den Mg_2Si Ausscheidungen und der vom Aluminium dominierten Matrix. Die Bildung von stabförmigen (bei den AlMgSi-) oder plattenförmigen (bei den AlCuMg-Legierungen) GP-Zonen ist ein thermodynamisch bedingter Mechanismus zur Verringerung der Kohärenzspannungen zwischen Ausscheidungen und Matrix /OST07/. Kugelförmige GP-Zonen (AlZn- und AlZnMg-Legierungen) bilden sich dagegen bei ähnlichen Gitterparametern der Matrix und der Ausscheidungen /OST07/.

Im Gegensatz zu den Dispersionen in den naturharten Aluminiumlegierungen verursachen die Ausscheidungsphasen je nach Art, Volumenanteil und Verteilung eine maßgebliche Erhöhung der Festigkeitskennwerte, vgl. Kap. 4.1.2.

Parallel zu der Schlibfbildanalyse wurden an den Zugproben der Grundwerkstoffe und ausgewählten Schweißverbindungen fraktographische Untersuchungen durchgeführt. Die Bewertung der Bruchflächen mithilfe von makro- und mikroskopischen Verfahren erlaubt die Ermittlung der Zusammenhänge zwischen Mikrostruktur und Bruchmechanismus. Dadurch lassen sich die schädigungsrelevanten Einflüsse der unterschiedlichen FSW- Prozessparameter auf das Gefüge der Fügezone und somit

auf die mechanischen Eigenschaften der rührreibgeschweißten Verbindung veranschaulichen.

Die erste Beurteilung der Bruchflächen wurde ohne optische Hilfsmittel, direkt nach dem Zugversuch durchgeführt. Dabei konnte festgestellt werden, dass die Proben der naturharten Legierung EN AW-5454-O makroskopisch sichtbare plastische Verformungen aufweisen. Im Inneren der Proben konnten raue, senkrecht zur Zugrichtung orientierte Bruchflächen beobachtet werden, vgl. Bild 15 a), die typisch für den duktilen Mischbruch sind. Der Mischbruch wird durch eine lokale Einschnürung im Probenquerschnitt eingeleitet /OST07/. Die durch die Einschnürung bedingte Mehrachsigkeit in der Mitte der Probe führt zur Bildung eines Anrisses, der sich unter der Einwirkung der maximalen Schubspannungen mit einer Neigung von ca. 45° zur Zugrichtung ausbreitet und somit glattflächigen Scherlippen bildet.

Die Zugproben der Legierungen EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 weisen optisch eine geringere Einschnürung als die von EN AW-5454-O auf. Letzteres lässt sich mit der geringeren Probendicke begründen. Die Bruchflächen sind unter 45° zur Zugkraft geneigt und befinden sich somit in der Ebene der maximalen Schubspannung, vgl. Bild 15 b) und c). Dies deutet auf die Entstehung eines Scherbruchs hin. Der Scherbruch ist typisch für das Versagen von mittelfesten AlMg- und kaltausgehärteten Legierungen /SAR04/. Er entsteht nach vergleichsweise hoher Gleichmaßdehnung A_g , die auf eine behinderte dynamische Entfestigung zurückgeführt wird /OST07/.

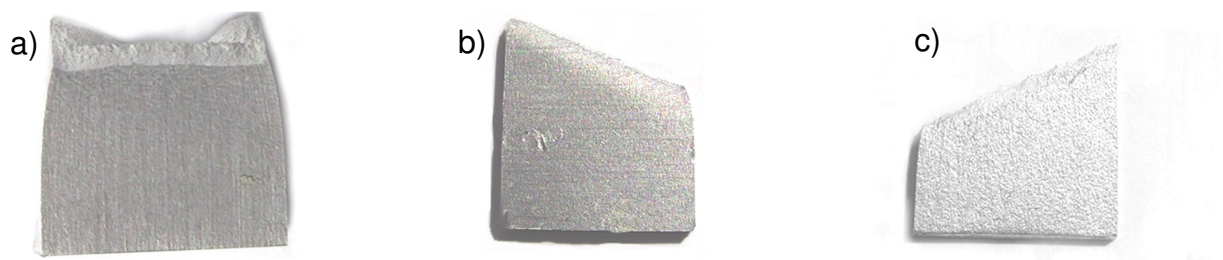


Bild 15: Makroskopische Aufnahmen der Bruchflächen der: a) EN AW-5454-O b) EN AW-5754-O und c) EN AW-6016-T4

Für die detaillierte Analyse der Bruchflächen der Versuchswerkstoffe wurden raster-elektronenmikroskopische Untersuchungen durchgeführt. In Bild 16 ist die Übersicht der Bruchfläche einer der 3,5 mm dicken Zugproben der Legierung EN AW-5454-O unter 50-facher Vergrößerung dargestellt.

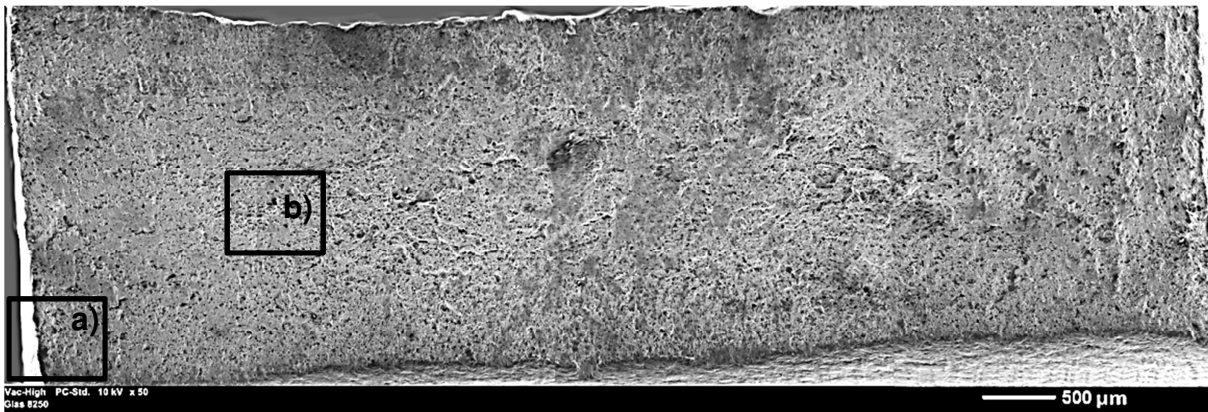


Bild 16: exemplarische REM Bruchflächenaufnahme einer EN AW-5454-O Zugprobe

Die Bruchfläche weist die Merkmale eines Verformungsbruchs auf. Letzterer wird im Allgemeinen durch eine ausgeprägte Wabenstruktur gekennzeichnet, welche sich an Einschlüssen und Ausscheidungen ausbildet /MOE82/. Durch Dekohäsion oder Bruch der o. g. Partikeln setzt eine Hohlrumbaue ein /MOE82/, an der sich die Phase des Hohlraumwachstums anschließt. Wenn die Brücken zwischen den einzelnen Hohlräumen zu schmal werden, scheren sie ab, was zur Entstehung der Waben führt /BAR12/. Solche Waben sind sowohl in Bild 16 als auch in Bild 17 zu erkennen. Bild 17 stellt eine höhere Vergrößerungsstufe der in Bild 16 markierten Bereiche dar.

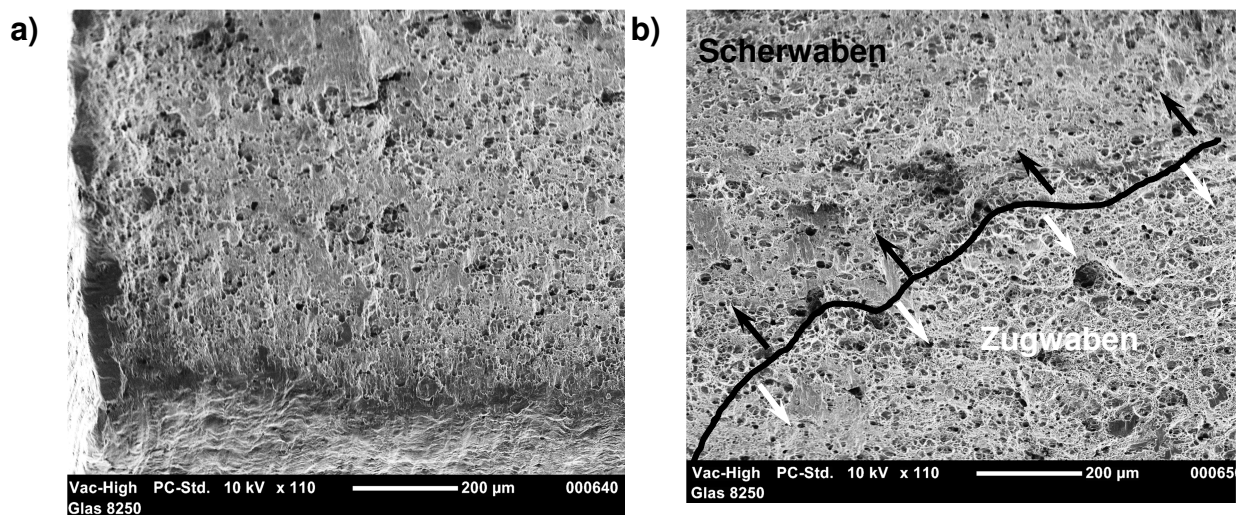


Bild 17: Ausschnitte aus Bild 16 a) Scherwaben am Probenrand und b) Zug- und Scherwaben im Probenkern

Darüber hinaus veranschaulicht Bild 17, dass die Waben am Probenrand und im Probeninneren unterschiedliche Größen und Ausrichtungen aufweisen. Die für die Ränder der Proben typischen Waben sind fein und leicht verzerrt, vgl. Bild 17 a).

Somit lässt sich das Versagen in diesem Bereich auf eine Scherbeanspruchung zurückführen.

Bild 17 b) stellt die Vergrößerung eines Segments aus dem inneren Bereich der Bruchfläche dar, in dem zwei unterschiedliche Arten von Waben identifiziert werden können. Die Waben im unteren rechten Teil des Ausschnitts sind vorzugsweise grubchenförmig ausgebildet und liegen in einer senkrecht zur Zugrichtung orientierten Ebene. Dies ist ein Hinweis dafür, dass das Versagen in dem Bereich durch Normalspannungen verursacht wurde. Aufgrund des dreiachsigen Spannungszustands in der Mitte der Einschnürungszone erfolgt das Versagen infolge der größten Normalspannung und somit senkrecht zur Zugrichtung /ISS95/. Ausgehend vom Normalspannungsbruch bilden sich Scherbänder, die eine Neigung von ca. 45° zur Zugrichtung aufweisen. Für diese Bereiche ist die Schubbruchbedingung erfüllt, sodass das Versagen als Scherbruch unter der Bildung von Scherwaben erfolgt, vgl. den unteren Teil von Bild 17 b) sowie Bild 17 a).

Die Bildung und die Position der Scher- und der Zugwaben auf der untersuchten Bruchoberfläche bestätigen das Auftreten eines Mischbruchs, das bereits anhand der makroskopischen Analyse der EN AW-545-O Zugproben angenommen wurde.

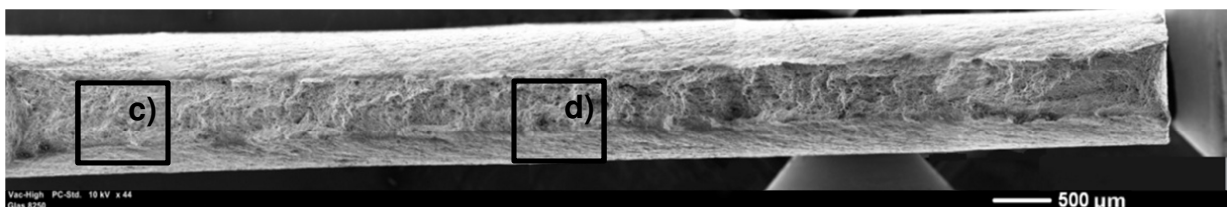


Bild 18: REM Übersichtsaufnahme der Bruchfläche einer EN AW-5754-O Zugprobe

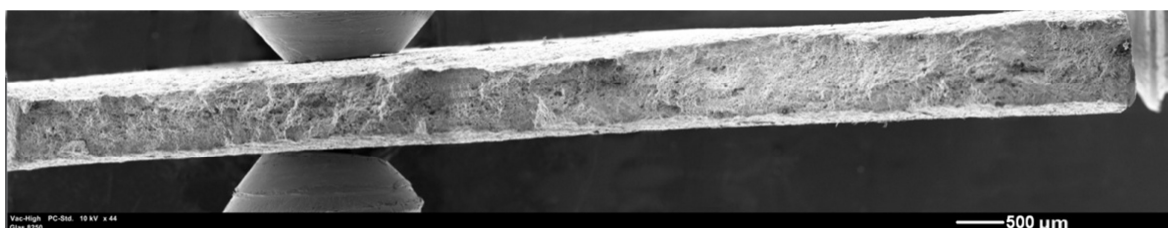


Bild 19: REM Übersichtsaufnahme der Bruchfläche einer EN AW-6016-T4 Zugprobe

In Bild 18 und Bild 19 sind Bruchflächen der Zugproben der Werkstoffe EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4, unter 44-facher Vergrößerung exemplarisch dargestellt. Die Bruchflächen sind durch Wabenstrukturen gekennzeichnet, die jedoch homogen verteilt sind und sich als Scherwaben identifizieren lassen. Letzteres ist in Bild 20 veranschaulicht in dem die in Bild 18 mit schwarz markierten Bereichen in höherer Vergrößerung dargestellt sind.

Der zur Wabenbildung führende Schädigungsprozess wird durch die Matrixsteifigkeit bestimmt /BAL03/. Bei niedrigfesten Legierungen werden aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten der Gefügebestandteile die Verbindungen zwischen den intermetallischen Phasen und der Matrix getrennt /FRA04/. Für den Schädigungsbeginn der mittel- und hochfesten Legierungen ist dagegen der Bruch spröder Partikeln charakteristisch /FRA04/.

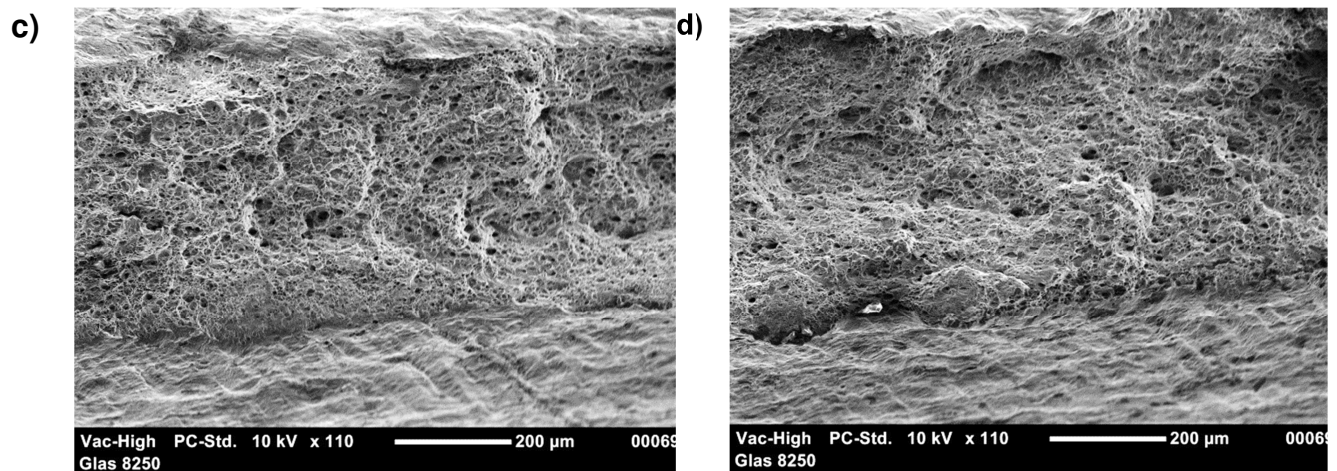


Bild 20: Ausschnitte aus Bild 18 c) Scherwaben am Probenrand und d) Scherwaben im Probenkern

Um die Mechanismen der Wabenbildung für die Versuchswerkstoffe zu klären wurden die Bruchflächen der Zugproben unter einer 200-fachen Vergrößerung begutachtet. Dabei konnten keine intermetallischen Phasen im Wabengrund gefunden werden, vgl. Bild 21.

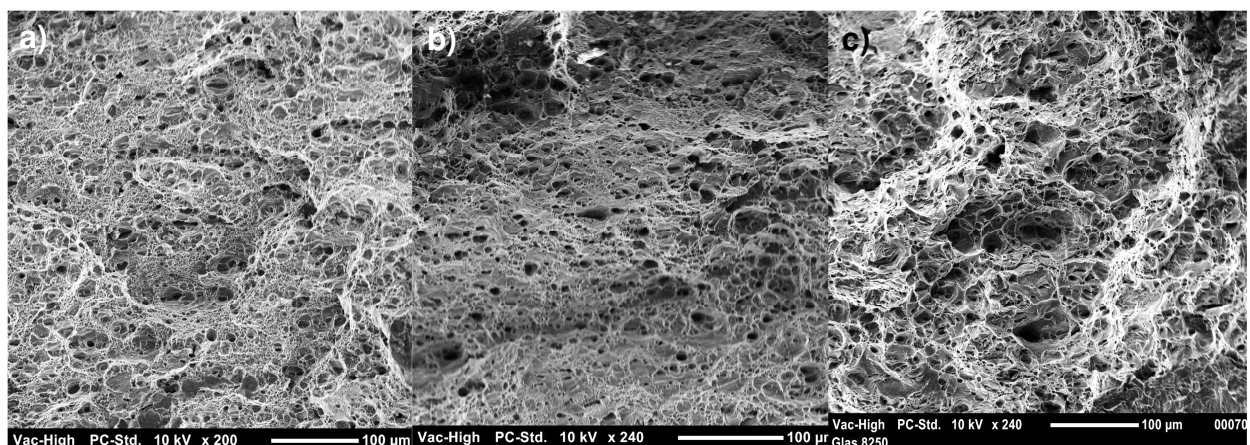


Bild 21: REM-Aufnahme der Bruchflächen der: a) EN AW-5454-O b)EN AW-5754-O und c) EN AW-6016-T4

4.1.2 Charakterisierung der Grundwerkstoffe

Die metallographischen Methoden sind ein wichtiges Werkzeug bei der Analyse des Werkstoffverhaltens. Mit ihrer Hilfe können die Ursachen für die Ausprägung bestimmter mechanischer Eigenschaften erklärt werden. Die mechanischen Eigenschaften bleiben jedoch eines der wichtigsten Kriterien bei der Bewertung der Qualität von Materialien und/oder Fügeverbindungen. Aus diesem Grund ist die Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften der Versuchswerkstoffe und der FSW-Verbindungen notwendig. Der Einfachheit halber wurden die statischen Eigenschaften der betroffenen Legierungen und rührreibgeschweißten Verbindungen ermittelt und als Vergleichsbasis für die FSW-Prozessanalyse verwendet.

Die Zugprüfung der Grundwerkstoffe wurde bei Raumtemperatur nach DIN 50125 bzw. EN 10002-1 /EN90/ und EN ISO 6892-1 /EN09/ an einer kalibrierten Prüfmaschine vom Typ Zwick Z100 durchgeführt. Die Maschine wurde mit dem Feindehnungsaufnehmer Zwick Macro ausgerüstet. Die Prüfgeschwindigkeit wurde auf 2 mm/min bis zu einer Dehnung von 0,2 % festgelegt. Nach Überschreiten dieses Schwellwerts wurden die Versuche bis zum Bruch der Probe mit einer Geschwindigkeit von 10 mm/min durchgeführt /EN90/.

Die Zugproben wurden aus gewalzten Blechen gefräst. Aufgrund der unterschiedlichen Blechdicken der Werkstoffe wurden für die Versuche, wie in DIN 50125 /EN90/ vorgeschrieben, zwei Probengeometrien gefertigt. Letztere sind in Bild 22 schematisch dargestellt. Die Prüfung der 3,5 mm dicken Bleche der Legierung EN AW-5454-O wurde dabei mit Zugproben der Form E durchgeführt. Die Probenform H wurde für die Zugversuche von EN AW-5756-O und EN AW-6016-T4 verwendet, die in Blechdicken von jeweils 1,5 mm und 1,1 mm verfügbar waren. Die entsprechenden technischen Zeichnungen der Zugproben sind dem Anhang 8.2 zu entnehmen.

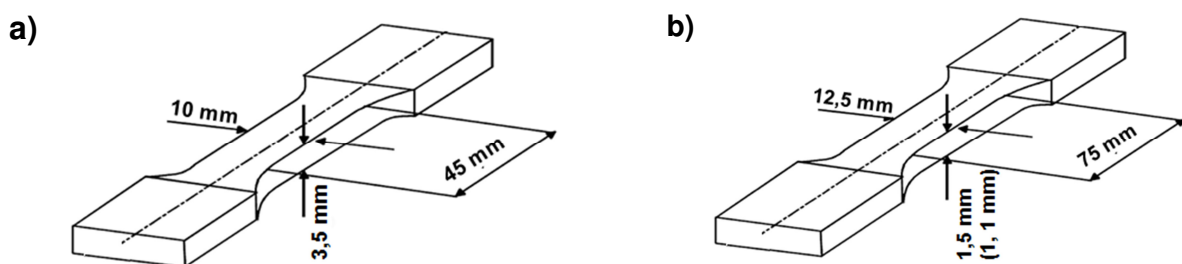


Bild 22: Zugprobengeometrie : a) Form E DIN 50125 b) Form H DIN 50125

Die Anisotropie in der Mikrostruktur der untersuchten Legierungen ist in Bild 23 durch die schematische Darstellung der in Walzrichtung gestreckten Kristallite der Bleche veranschaulicht. Die FSW-Naht verläuft parallel zur Walzrichtung. Die Zugproben der FSW-Verbindungen wurden entsprechend senkrecht dazu entnommen, vgl. Bild 23 a).

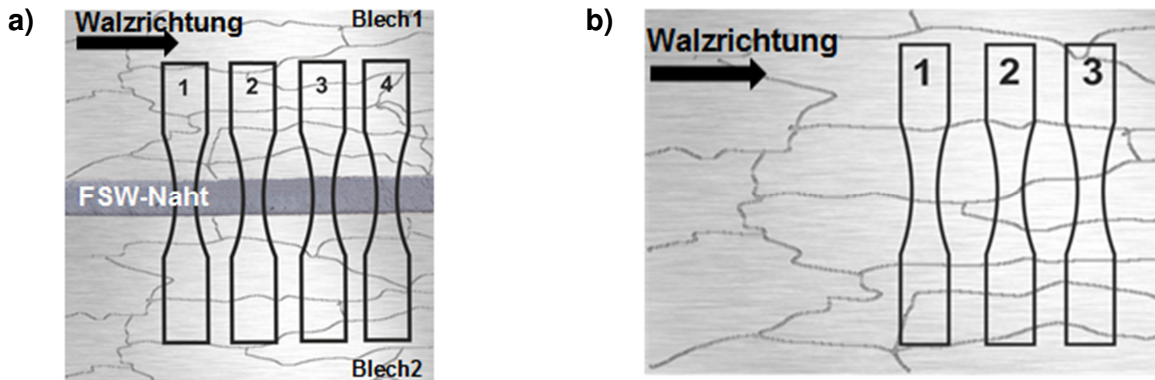


Bild 23: Probenentnahmerichtung für die Zugprüfung : a) der Grundwerkstoffe b) der rührreibgeschweißten Verbindungen

Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse aus der Zugprüfung der Grundwerkstoffe und der FSW-Verbindungen zu gewährleisten, wurden die Prüfkörper zur Charakterisierung der Grundwerkstoffe ebenfalls quer zur Walzrichtung entnommen, vgl. Bild 23 b).

Die technischen Fließkurven der Legierung EN AW-5454-O sind in Bild 24 dargestellt.

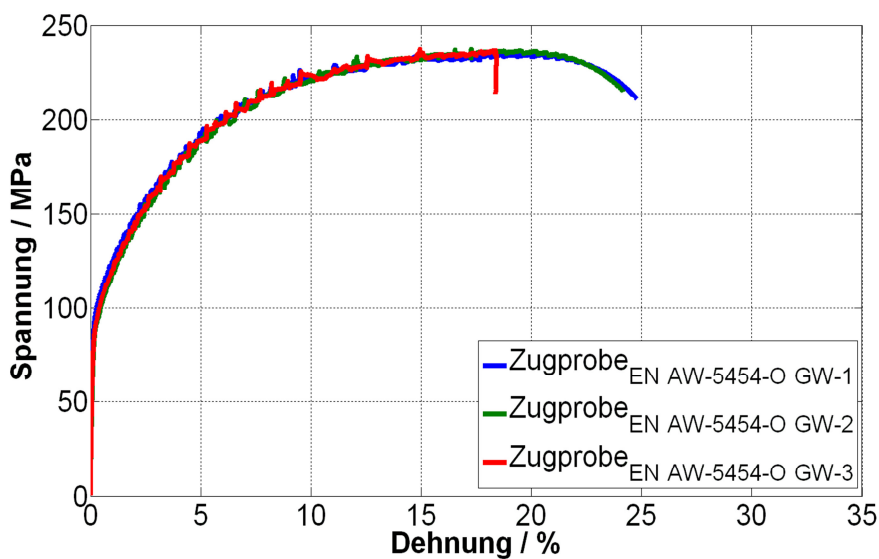


Bild 24: Zugversuch bei Raumtemperatur EN AW-5454-O

Hierbei fällt auf, dass nach Überschreiten der Streckgrenze die Abhängigkeit zwischen Spannung und Dehnung unstetig ist. Das unstetige Verformungsverhalten von Mischkristallen aufgrund der Wechselwirkungen zwischen gleitfähigen Versetzungen mit Fremdatomen wird als dynamische Reckalterung bezeichnet /DEV07/. Für die dynamische Reckalterung wird in der Literatur häufig die Bezeichnung Portevin-Le Chatelier Effekt (PLC-Effekt) verwendet /DEV07/.

Die aus der Auswertung der in Bild 24 dargestellten Fließkurven ermittelten mechanischen Eigenschaften der Legierung EN AW-5454-O sind in Tabelle 5 aufgeführt.

Tabelle 5: Statische Materialkennwerte EN AW-5454-O

Bezeichnung	E-Modul / MPa	R _{p0,2} / MPa	R _m / MPa	A _{gt} / %	A _t / %
EN AW-5454-O GW-1	66014	106,50	240,26	17,26	25,42
EN AW-5454-O GW-2	69047	112,58	240,86	18,76	24,8
EN AW-5454-O GW-3	73641	112,80	240,93	16,84	18,3
Mittelwert	69567	110,53	240,30	17,51	22,88

Die Fließkurven der Legierung EN AW-5754-O sind ebenfalls durch den PLC- Effekt geprägt. Des Weiteren sind sie durch einen Lüderschen Bereich gekennzeichnet, was untypisch für Werkstoffe mit kfz- Gitteraufbau ist /Ro008/.

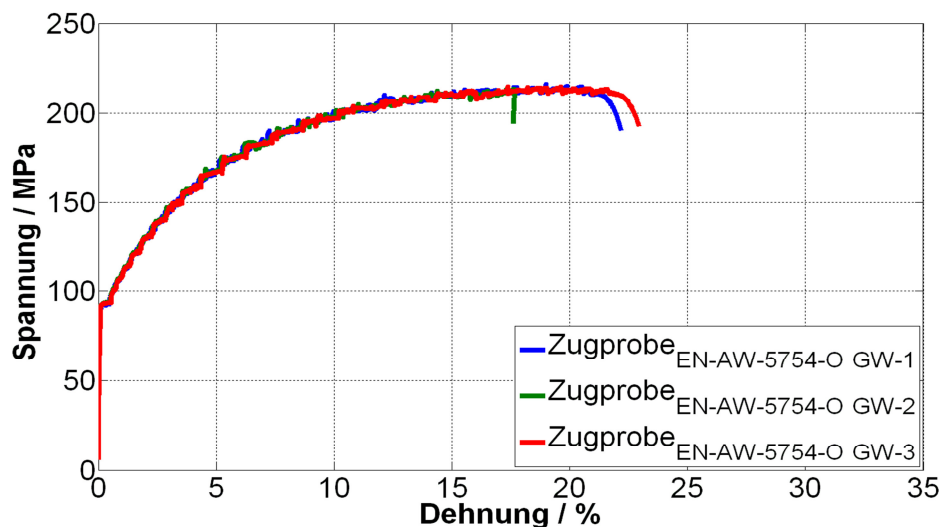


Bild 25: Zugversuch bei Raumtemperatur EN AW-5754-O

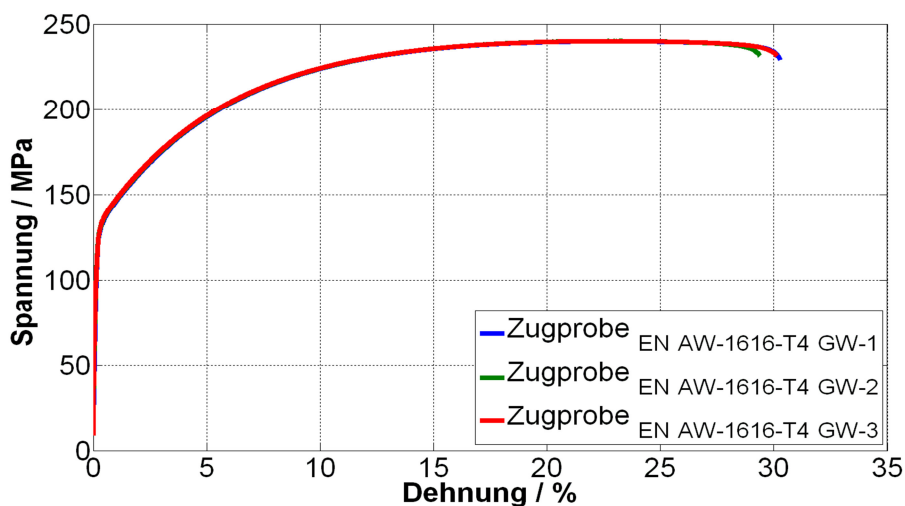
Die Festigkeits- und Verformungskennwerte der einzelnen EN AW-5754-O Proben sowie ihre Mittelwerte sind in Tabelle 6 dargestellt.

Tabelle 6: Statische Materialkennwerte EN AW-5754-O

Bezeichnung	E-Modul / MPa	R _e / MPa	R _m / MPa	A _{gt} / %	A _t / %
EN AW-5754-O GW-1	60877	92,75	216,45	19,09	22,70
EN AW-5754-O GW-2	57698	93,82	213,74	17,72	17,68
EN AW-5754-O GW-3	74437	93,32	215,13	17,43	23,43
Mittelwert	64316	93,30	215,11	18,08	21,27

Die Vergleichsanalyse der mechanischen Eigenschaften der naturharten AlMg- Legierungen (EN AW-5454-O und EN AW-5754-O) zeigt die am Anfang dieses Kapitels angesprochene Tendenz: die Festigkeitskennwerte des an Legierungselementen reicheren Werkstoffs sind höher ($R_{p0,2 \text{ EN AW-5454}} = 110,53 \text{ MPa}$, $R_{e \text{ EN AW-5754}} = 93,3 \text{ MPa}$; $R_{m \text{ EN AW-5454}} = 240,3 \text{ MPa}$, $R_{m \text{ EN AW-5754}} = 215,11 \text{ MPa}$). Letzteres wurde auf die Steigerung des Mischkristallverfestigungsgrades durch die Zunahme des Anteils an Fremdatomen und auf die feinere Körnung zurückgeführt, vgl. Kap. 4.1 und Kap. 4.1.1.

Die Verläufe der Fließkurven von EN AW-6016-T4 zeigen das typische Verhalten für Materialien mit einer kfz-Gitterstruktur und weisen im Gegensatz zu den bereits dargestellten Werkstoffen keinen PLC- Effekt auf.

**Bild 26: Zugversuch bei Raumtemperatur EN AW-6016-T4**

Die Ergebnisse aus der Zugprüfung von EN AW-6016-T4 sind in Tabelle 7 zusammengefasst. Infolge der Ausscheidungshärtung steigt die Streckgrenze der Legierung von 69 MPa bei EN AW-6016-O /BIR05/ auf 134 MPa bei EN AW-6016-T4 und die Zugfestigkeit entsprechend von 193 MPa EN bei AW-6016-O /BIR05/ auf

239 MPa bei EN AW-6016-T4. Dies ist ein anschauliches Beispiel für die hohe Effizienz der Ausscheidungshärtung als festigkeitssteigernde Maßnahme.

Tabelle 7: Statische Materialkennwerte EN AW-6016-T4

Bezeichnung	E-Modul / MPa	R _{p0,2} / MPa	R _m / MPa	A _{gt} / %	A _t / %
EN AW-6016-T4 GW-1	70921	133,78	239,87	22,35	30,68
EN AW-6016-T4 GW-2	71312	134,70	240,70	22,80	29,85
EN AW-6016-T4 GW-3	73694	135,33	239,95	22,57	30,46
Mittelwert	71976	134,60	239,94	22,57	30,33

Mit dem Mechanismus der Ausscheidungshärtung ist jedoch ein wesentlicher Festigkeitsabfall in der Fügezone der aushärtbaren Aluminiumlegierungen verbunden /OST07/. Er ist auf die Auflösung der festigkeitssteigenden Ausscheidungen zurückzuführen und tritt beim Überschreiten einer werkstoffabhängigen Temperatur auf. Somit werden bei Belastung in einer geschweißten Aluminiumkonstruktion örtliche Verformungen zuerst im Bereich der Schweißnaht auftreten, sofern der Nahtbereich nicht verstärkt wurde. Die Effekte aus der Auflösung der festigkeitssteigenden Ausscheidungen können durch eine zusätzliche Wärmebehandlung, bspw. eine erneute Kalt- oder Warmauslagerung kompensiert werden. Letzteres ist jedoch mit einer Erhöhung der Herstellungskosten verbunden.

Die Prozesstemperaturen beim Rührreibschweißen sind wesentlich niedriger als die bei den konventionellen Schmelzschweißverfahren. Dadurch ist die Möglichkeit gegeben, der Entfestigung bei einigen aushärtbaren Aluminiumlegierungen entgegenzuwirken, indem die Prozesstemperaturen unter der Temperatur der Auflösung der festigkeitssteigernden Ausscheidungen gehalten werden /AIF08/.

4.2 Versuchsaufbau und Charakterisierung der verwendeten Schweißanlagen

Die in dieser Arbeit präsentierten experimentellen Untersuchungen können in zwei Gruppen aufgeteilt werden. Der ersten Gruppe werden die Schweißversuche zugeordnet, die schwerpunktmäßig die Übertragbarkeit von FSW-Parametern auf unterschiedliche Werkstoffe- und Blechdicken abbilden. Diese wurden ausschließlich an der speziellen Rührreibschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST, am IMWF, Universität Stuttgart durchgeführt.

In der zweiten Gruppe sind die Experimente eingeteilt, die als Datenbasis für die Erstellung von Übertragbarkeitsmodellen auf unterschiedliche Anlagen dienen. Sie

wurden an der Rührreißschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST, an dem Hochleistungsbearbeitungszentrum HELLER MCH 250 (iwb München) und an der konventionellen Fräsmaschine Deckel FP5 (ISF der RWTH Aachen) realisiert. Die am iwb München durchgeführten Experimente wurden im Rahmen des gemeinsamen Forschungsprojekts „Erarbeitung von Konzepten zur Bewertung der Eignung von Anlagen für das Rührreißschweißen sowie zur Übertragbarkeit von Schweißparametern“ mit dem IMWF abgestimmt und sind in der Erstellung und Validierung der hier präsentierten Übertragbarkeitsmodelle einbezogen /AIF09/

Die Versuchsmatrix wurde des Weiteren mit Schweißungen erweitert, die an der konventionellen Fräsmaschine Deckel FS5 hergestellt wurden. Dafür wurden gezielt gute sowie grenzwertige Parametersätzen aus der vorhandenen Datenbasis der an der FSW LEGIO™ 3ST und der HELLER MCH 250 hergestellten Verbindungen gewählt. Als Ziel dieser Experimente wurde die Überprüfung der im Rahmen der ersten Versuchsreihe aufgezeichneten Übertragbarkeitsphänomene definiert.

Für die korrekte Auswertung der Experimente ist die Interpretation der Ergebnisse im Zusammenhang mit den Besonderheiten der einzelnen Schweißanlagen notwendig. Aus diesem Grund werden die Eigenschaften der für die Herstellung der FSW-Verbindungen verwendeten Maschinen in Kap. 4.2.2, Kap. 4.2.3 und Kap. 4.2.4 beschrieben. Zur Reduktion der äußeren Einflüsse auf das Schweißergebnis wurden die Versuche mit standardisierten Werkzeugen und Aufspannvorrichtungen durchgeführt. Letztere, sowie die Kriterien für ihre Auswahl, werden detailliert im folgenden Kapitel beschrieben.

4.2.1 Verwendete Schweißwerkzeuge und Spanntechnik

Die Verwendung standardisierter Werkzeuge ist eine Voraussetzung für die Durchführung von Untersuchungen zur Charakterisierung der Maschineneinflüsse auf die Übertragbarkeit von Schweißparametern. Die Konstruktion des Werkzeugs beeinflusst die Wärmeeinbringung, den Materialfluss, die benötigte Leistung sowie die Gleichmäßigkeit der Schweißnaht /Mis05/ und somit auch die FSW-Parameter. In der industriellen Fertigung werden momentan vielfach monolithische Werkzeuge eingesetzt, die nur für eine bestimmte Werkstoffgruppe sowie für einen sehr begrenzten Bereich der Eintauchtiefe (wenige zehntel Millimeter) geeignet sind. Hieraus ergibt sich eine beträchtliche Einschränkung bei der Übertragbarkeit des Verfahrens auf neue Anwendungen. Um eine höhere Flexibilität bei der Durchführung der Experi-

mente zu gewinnen, wurden zum Schweißen modulare Werkzeuge verwendet. Diese bieten die Möglichkeit, bei identischer Schultergeometrie unterschiedliche Pinlängen einzustellen und/oder unterschiedliche Pingeometrien einzusetzen. Die Werkzeuge wurden in zwei Formen hergestellt.

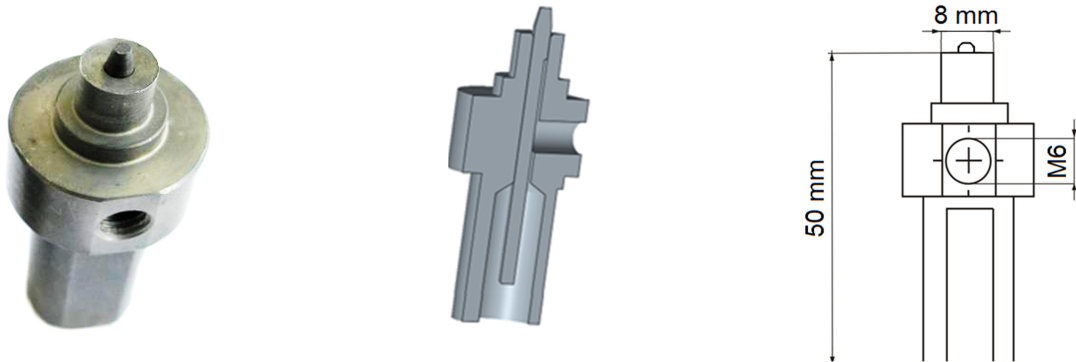


Bild 27: Schweißwerkzeug Nr. 1

Charakteristisch für das Schweißwerkzeug Nr. 1 ist sein kleiner Schulterdurchmesser von $D_{WZ1} = 8 \text{ mm}$. Das Werkzeug ist speziell für das Fügen von dünnen Blechen (1,1 mm und 1,5 mm) konzipiert. Beim Rührreibschweißen von Materialien geringer Blechdicken ist die benötigte Wärmeeinbringung vergleichsweise klein /LEA08/. Da Letztere primär von der Fläche der Werkzeugschulter abhängig ist /MIS05/, ist beim Fügen von dünnen Blechen der Einsatz von Werkzeugen mit einer kleinen Schulter sinnvoll. Somit kann sichergestellt werden, dass die optimalen Prozesstemperaturen nicht überschritten werden, was die Herstellung von Verbindungen mit Festigkeitskennwerten in der Größenordnung des Grundwerkstoffes erlaubt. Dies ist insbesondere für die Herstellung von Schweißungen aus der aushärtbaren Legierung EN AW-6016-T4 von Interesse, vgl. Kap.4.1.

Die Schulter ist leicht konkav ausgebildet, um einen besseren Materialfluss zum Pin zu gewährleisten, vgl. Bild 27 und Anhang 8.1. Beim Rührreibschweißen werden am häufigsten Gewindepins eingesetzt, da sie im Gegensatz zu den glatten Pins eine vertikale Geschwindigkeitskomponente erzeugen und somit eine höhere Verdichtung des Materials in der Schweißnaht gewährleisten. Beim Fügen von dünnen Blechen ist allerdings die Rotationsbewegung der Schulter zur Vermischung und Verdichtung des Werkstoffes ausreichend /LEA08/. In Anbetracht dessen wurden die Pins von Werkzeug Nr. 1 ohne Gewinde hergestellt.

Schweißwerkzeug Nr. 2 ist in Bild 28 dargestellt. Es ist für das Fügen der 3,5 mm dicken Blechen vorgesehen. Aufgrund der erhöhten Wärmemenge, die zum Schwei-

Ben von dickeren Blechen notwendig ist, beträgt der Schulterdurchmesser dieses Werkzeugs $D_{WZ2} = 12 \text{ mm}$. Mit dem Werkzeug Nr. 2 wurden Gewindepins mit einem Durchmesser von 5 mm verwendet, siehe Anhang 8.1.

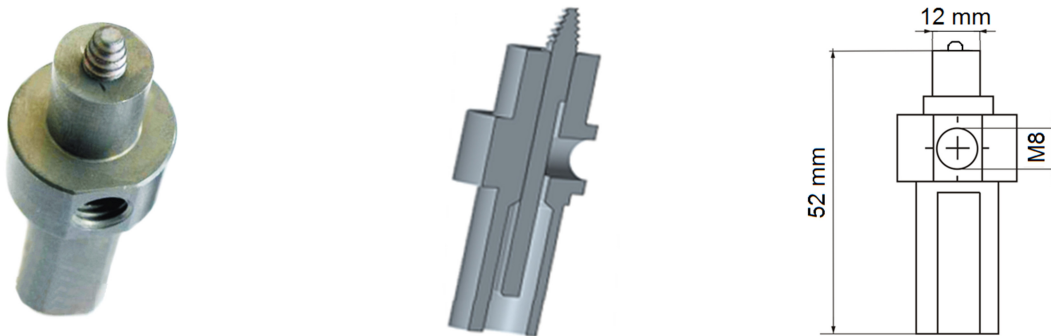


Bild 28: Schweißwerkzeug Nr. 2

Neben den standardisierten Werkzeugen wurden für die Experimente vereinheitlichte Aufspannvorrichtungen eingesetzt. Aus der Praxis ist bekannt, dass die Aufspannvorrichtung sowie die Schweißunterlage den FSW-Prozess wesentlich beeinflussen können /HAR09/, /AND11/, /KLE13/. So wurde am ISF, RWTH Aachen festgestellt, dass die zur konduktiven Erwärmung der Fügezone verwendete Kupferunterlage negative Auswirkungen auf die Qualität der ohne konduktiver Unterstützung hergestellten FSW-Verbindungen hat. Bedingt durch die hohe Wärmeleitfähigkeit des Kupfers, wurde die Prozesswärme in der Fügezone wesentlich schneller als bei einer Stahlunterlage abgeführt /HAR09/. Somit wurde der Materialfluss während des FSW-Vorgangs gestört und sowohl der Verlauf der stationären Schweißphase, als auch die mechanischen Eigenschaften der Verbindungen werden beeinträchtigt /HAR09/. Die Effekte der Wärmeleitfähigkeit unterschiedlicher Schweißunterlagen auf das FSW-Prozessfeld wurden ebenfalls am IMWF nachgewiesen /AND11/. Um die Einflüsse solcher Effekte bei dem Vergleich der Experimente auszuschließen, wurden die Schweißanlagen mit standardisierter Aufspannvorrichtung, mit einer stählernen Schweißunterlage ausgerüstet. Dabei bestehen die Aufspannvorrichtungen aus Modulen mit T-Nuten, die auf dem jeweiligen Maschinentisch befestigt werden.

In der Mitte der Aufspannvorrichtung ist eine Badstütze (3) vorgesehen, siehe Bild 29. Sie kann beim Auftreten von Verschleiß oder beim Fügen von unterschiedlich dicken Blechen ausgetauscht werden. Zur Fixierung der Bleche (2) und (5) in Vorschubrichtung werden Passstifte (4) verwendet. Die Spannelemente (7) dienen zur Festlegung der Blechposition in z- Richtung. Jedes Spannelement kann eine

Druckkraft von bis zu 25 kN aufbringen. Um diese Kräfte gleichmäßig auf den Blechen zu verteilen kommen Niederhalterleisten (6) zum Einsatz, die zwischen den Spannelementen und den Blechen positioniert sind. Die aus dem Drehmoment resultierenden Kräfte quer zur Schweißrichtung werden durch Seitenspannelemente aufgenommen. Diese Maßnahme soll verhindern, dass die beiden Bleche während des Schweißprozesses auseinander geschoben werden.

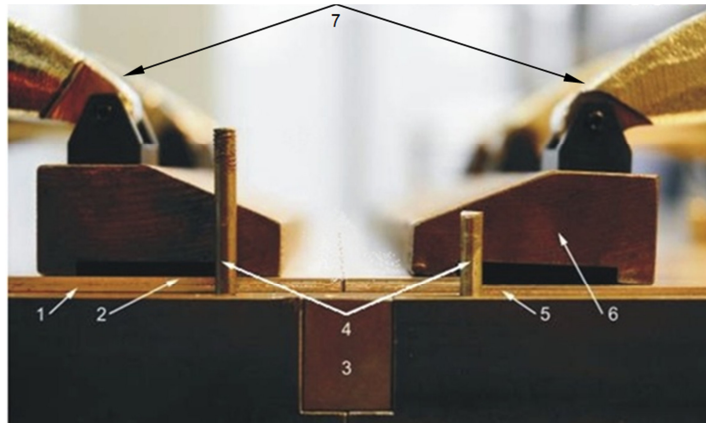


Bild 29: Aufspannvorrichtung und Badstütze

4.2.2 Rührreibschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST

Zur Durchführung der Experimente wurde am IMWF, Universität Stuttgart eine spezielle Rührreibschweißmaschine vom Typ FSW LEGIO™ 3ST der Firma ESAB verwendet, siehe Bild 30. Die technischen Daten der Anlage sind in Tabelle 8 aufgeführt.

Die FSW-Maschine FSW LEGIO™ 3ST ist für Schweißaufgaben mit linearem Nahtverlauf konzipiert. Sie verfügt über zwei computergesteuerte Vorschubachsen, die die Bewegung des Schweißkopfs in x- und in z-Richtung ermöglichen. In x-Richtung wird der Vorschub des Linearschlittens, auf dem der Schweißkopf befestigt ist, mittels eines Wechselstrom-Servomotors ausgeführt. Der Vorschubantrieb in z-Richtung erfolgt hydraulisch und erlaubt sowohl den positions- (konstante Eintauchtiefe E_t) als auch den kraftgeregelten (konstante Anpresskraft F_z) Schweißbetrieb.

Die Positions- und die Kraftregelung in z-Richtung erfolgen über einen Hydraulikzylinder mit Regelkreis. Die Schweißkopfführung wird, wie bei der x-Achse, über Linearschlitten realisiert. Im Schweißkopf ist die Werkzeugspindel eingebaut. Sie wird durch einen Zahnriemen vom Drehstrom-Käfigläufermotor angetrieben und ermöglicht die Aufnahme eines Werkzeugs mit festem Pin. Die Maschine verfügt über eine interne Wasserkühlung des Schweißwerkzeugs.



Bild 30: Rührreibschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST

Die von ESAB entwickelte Software bietet die Möglichkeit, die Prozesskräfte in Axial- und Vorschubrichtung zu erfassen und zusammen mit Drehzahl, Vorschubgeschwindigkeit sowie x- und z-Position über eine serielle Schnittstelle auf ein PC-System zu übertragen. Die mit einer Abtastrate von 10 Hz ermittelten Prozessparameter können anschließend grafisch dargestellt und ausgewertet werden.

Tabelle 8: Technische Daten der FSW LEGIO™ 3ST

Beschreibung	Wert
Verfahrweg (x-Achse)	1000 mm
Verfahrweg (z-Achse)	600 mm
Max. Schweißgeschwindigkeit	4000 mm/min
Max. Spindeldrehzahl	3000 min ⁻¹
Steuerung	ESAB
Kraftmesssystem / Kraftregelsystem	Ja / Ja

Eine weitere Maschinencharakteristik, die in der Prozessanalyse des Rührreibschweißens berücksichtigt werden muss, ist die Anlagennachgiebigkeit. Letztere kann bei einer weggesteuerten Prozessführung die Eintauchtiefe und somit das Schweißergebnis beeinflussen. Die dabei wirkenden Mechanismen wurden bereits in Kap. 2 präsentiert.

Zur Quantifizierung der Nachgiebigkeit der verwendeten Versuchsanlagen wurden

Messungen durchgeführt. Dabei konnte festgestellt werden, dass die Ermittlung der statischen Nachgiebigkeit der Maschinen unter Berücksichtigung ihrer konstruktiven Besonderheiten erfolgen muss. Letzteres wird am Beispiel an der an FSW LEGIO™ 3ST durchgeführten Messungen veranschaulicht.

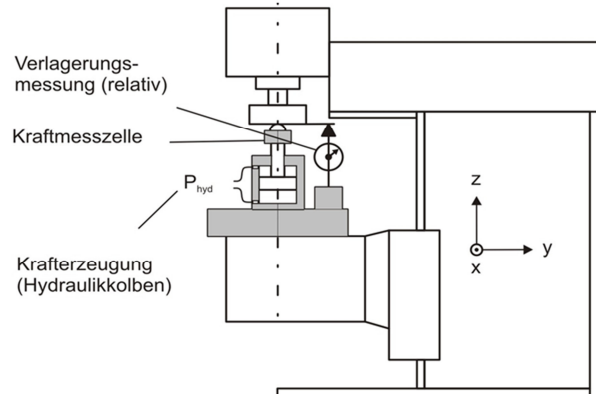


Bild 31: Klassische Versuchsanordnung zur Bestimmung der statistischen Nachgiebigkeit von Werkzeugmaschinen /Wec06/

Für die erste Messreihe zur Charakterisierung der Nachgiebigkeit der FSW LEGIO™ 3ST wurde die in Bild 31 dargestellte klassische Versuchsanordnung verwendet. Bei dieser Versuchsanordnung werden zwischen dem Maschinentisch und dem Werkzeug ein Hydraulikzylinder und ein Kraftmessgerät angeordnet. Beim Aufbringen einer Last über den Zylinder werden Maschinentisch und Maschinenkopf auseinander gedrückt. Die relative Änderung ihrer Position zueinander wird bei unterschiedlichen Lasten mittels einer Messuhr aufgenommen.

Die o. g. relative Positionsänderung wurde bei der Vermessung der Nachgiebigkeit der FSW LEGIO™ 3ST an drei charakteristischen Messstellen der Anlage ermittelt, die mit MS1 bis MS3 bezeichnet und in Bild 32 dargestellt sind.

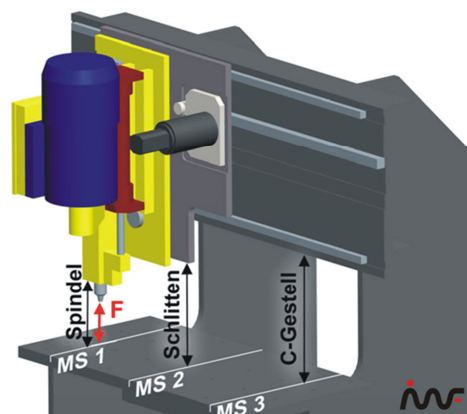


Bild 32: Messstellenposition zur Bestimmung der statischen Nachgiebigkeit von FSW LEGIO™ 3ST

Das statische Last-Nachgiebigkeitsverhalten der Maschine für die entsprechenden Messstellen ist in Bild 33 graphisch dargestellt.

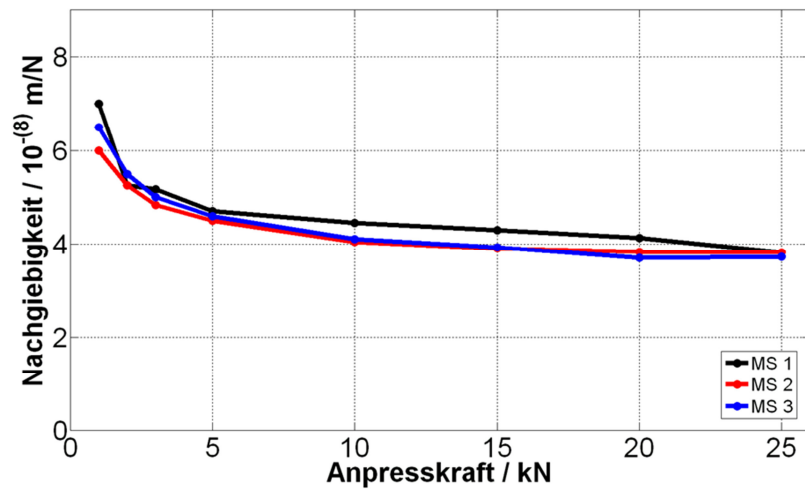


Bild 33: Last-Nachgiebigkeitsverhalten von FSW LEGIO™ 3ST (klassischer Messaufbau)

Die Nachgiebigkeit ist als Quotient der relativen Verschiebung und der aufgetragenen Last berechnet. Nach Überwinden der Spiele in den Lagern, Führungen und Verschraubungen wird die Nachgiebigkeit des Systems mit zunehmender Belastung reduziert, d.h. die Maschinensteifigkeit nimmt aufgrund der nichtlinearen Kontaktverhältnisse zu /WEC06/. Diese Tendenz ist auch in Bild 33 zu erkennen, jedoch können dem Diagramm unerwartet hohe Werte für die Nachgiebigkeit entnommen werden. Dies wurde als ein Hinweis dafür interpretiert, dass die gesuchten Zusammenhänge mit dem verwendeten Messaufbau nicht korrekt abgebildet wurden. Der Messfehler lässt sich mit den Besonderheiten des, für die Bewegung des Schweißkopfs in z-Richtung eingesetzten hydraulischen Antriebs erklären. Beim Schweißen wird, je nach der verwendeten Regelungsart, entweder die Eintauchtiefe E_t und somit die z-Position des Schweißkopfs während des FSW-Vorgangs oder die Kraft F_z vorgegeben, mit der das Werkzeug in das Bauteil gepresst wird. Die Möglichkeit für solche Vorgaben ist bei der Anlage nur während des Prozesses gegeben. Aufgrund dieser Einschränkung konnte die Lage des Schweißkopfs während der durchgeführten Messungen nicht fixiert werden. Dies und die externe Aufbringung der Prüflast führen dazu, dass im Maschinenzylinder kein hydraulischer Druck beim Starten der Messung vorhanden ist. Somit wird der Kolben, zusammen mit dem Schweißkopf, unter der Einwirkung der extern eingeleiteten Prüflast nach oben um $\Delta L_{\text{Zylinder}}$ verlagert, vgl. Bild 34, bis sich im Zylinder der entsprechende Gegendruck bildet und seine weitere

Verschiebung verhindert. Somit wird zusammen mit der Maschinennachgiebigkeit eine Schweißkopfverlagerung aufgenommen, die aufgrund des geregelten Anlagenbetriebs so beim Prozess nicht auftritt und daher die ermittelte Maschinennachgiebigkeit verfälscht, siehe Gl. 4 und Gl. 5.

$$\Delta L_{\text{gemessen}} = \Delta L_{\text{Maschine}} + \Delta L_{\text{Zylinder}} \quad (\text{Gl. 4})$$

und folglich

$$N_{\text{gemessen}} = N_{\text{Maschine}} + N_{\text{Zylinder}} \quad (\text{Gl. 5})$$

Um den Einfluss der Schweißkopfverlagerung aufgrund des fehlenden hydraulischen Drucks von der Auswertung der Nachgiebigkeit ausschließen zu können, wurde der experimentelle Aufbau mit einer zweiten Messuhr (1) erweitert, vgl. Bild 34.

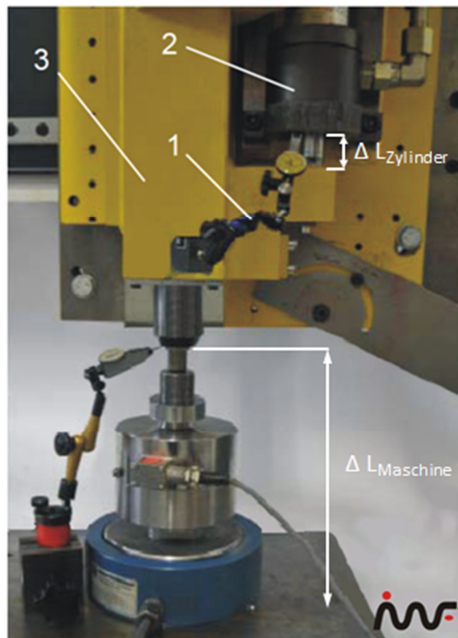


Bild 34: Erweiterter Messaufbau

Die Messuhr ist zwischen dem Schweißkopfkörper (3) und dem Zylinder (2) befestigt und dient zur Bestimmung des Zylinderwegs $\Delta L_{\text{Zylinder}}$. Unter der Annahme eines unendlich steifen Maschinenzylinders während des Schweißbetriebs wird die tatsächliche Nachgiebigkeit der Anlage durch die Bildung der Differenz zwischen den gemessenen Nachgiebigkeiten der Spindel und des Maschinenzylinders berechnet.

Die unter der Berücksichtigung der freien Zylinderbewegung korrigierten Werte der Nachgiebigkeit sind in Bild 35 dargestellt.

Die Kraft-Nachgiebigkeitsverläufe in Bild 35 verhalten sich wie die vom ersten Versuchsaufbau. Im Vergleich sind jedoch die Werte der Nachgiebigkeit geringer und ihr Mittelwert beträgt $\bar{N} = 3,1 \cdot 10^{-8}$ m/N. Bei der Bestimmung des Mittelwerts wurde berücksichtigt, dass im Schweißbetrieb keine axialen Betriebslasten unterhalb von 2 kN auftreten.

Die in Bild 35 dargestellten Zusammenhänge werden in Kapitel 5.1.3 für die Quantifizierung der Einflüsse der statischen Maschinennachgiebigkeit auf das Schweißergebnis verwendet. Bei der Durchführung der Schweißversuche wurde die Aufspannvorrichtung zwischen MS 2 und MS 3 befestigt, vgl. Bild 32. Dadurch bedingt sind die

Nachgiebigkeiten der entsprechenden Messstellen für die FSW-Prozessanalyse maßgebend.

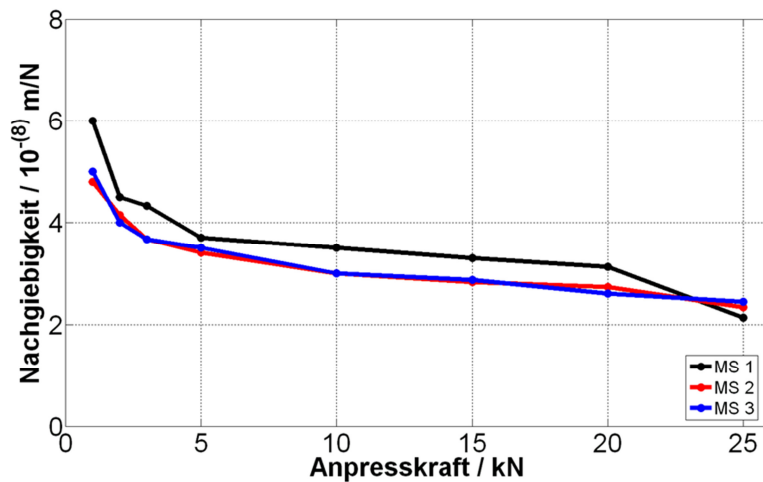


Bild 35: Last-Nachgiebigkeitsverhalten von FSW LEGIO™ 3ST (erweiterter Messaufbau)

Zur Bestimmung der funktionellen Zusammenhänge zwischen den wirkenden Anpresskräften und den entsprechenden Nachgiebigkeiten wurden die Messergebnisse von MS 2 verwendet. Dabei wurden die für MS 2 experimentell ermittelten Kraft-Nachgiebigkeitsverläufe mithilfe von zwei mathematischen Funktionen approximiert, die in Bild 36 als „Fit 1“ in blau und „Fit 2“ in rot dargestellt sind. Dabei wird die durch „Fit 1“ repräsentierte Funktion im Intervall $F_z \in [0 \text{ kN}, 3 \text{ kN})$ zur Berechnung der Nachgiebigkeit bei gegebener Anpresskraft verwendet. Für das Intervall $F_z \in [3 \text{ kN}, 25 \text{ kN}]$ wird entsprechend die Funktion von „Fit 2“ eingesetzt.

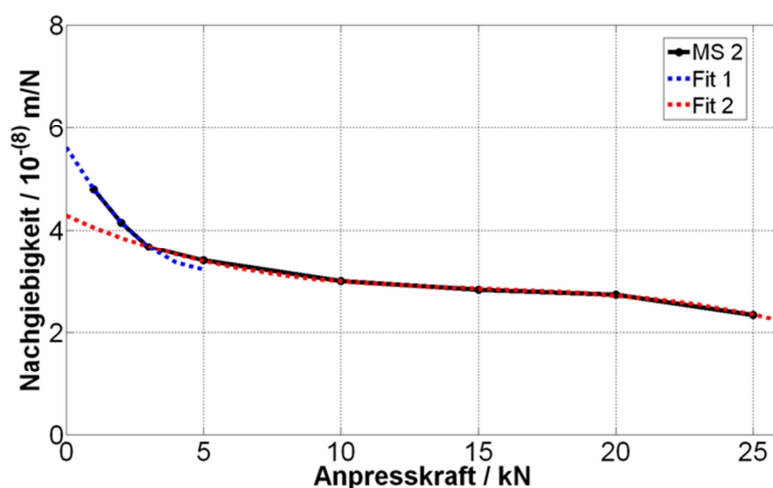


Bild 36: Mathematische Approximation vom Nachgiebigkeitsverlauf der FSW LEGIO™ 3ST

4.2.3 NC- Bearbeitungszentrum HELLER MCH 250

Die Versuche am iwb München wurden an einem NC- Bearbeitungszentrum (BAZ) für Hochleistungserschwingung der Firma Heller Maschinenfabrik vom Typ MCH 250 durchgeführt, vgl. Bild 37.



Bild 37: Bearbeitungszentrum MCH 250 der Firma Gebr. Heller Maschinenfabrik GmbH /AIF09/

Das Bearbeitungszentrum ist in Ständerbauweise mit horizontaler Spindelanordnung ausgeführt /EIR03/. Seine technischen Charakteristiken sind in Tabelle 9 zusammengefasst.

Die translatorische Bewegung in x- und y-Richtung wird durch das Werkzeug ausgeführt. Die Bewegung in z- Richtung erfolgt über das Verfahren des Maschinentischs. Während des FSW-Vorgangs wird somit in z-Richtung das auf dem Maschinentisch befestigte Werkstück auf das Schweißwerkzeug gepresst. Dabei beträgt die maximale Anpresskraft 20 kN. In Richtung der x- und der y- Achsen sind die Kräfte auf maximal 15 kN begrenzt.

Die Bedienung der Anlage erfolgt mithilfe einer Steuerung der Siemens AG vom Typ 840 D /AIF09/. Letztere ist mit der, von der Firma Gebr. Heller Maschinenfabrik GmbH entwickelte IPM- Software (IPM, engl. In process monitoring) verbunden und ermöglicht die Prozessdatenerfassung sowie die Werkzeugüberwachung. Somit können die Kraftkomponenten F_x , F_y , F_z und das Drehmoment der Werkzeugspindel M_s mit einer Abtastfrequenz von 1000 Hz aufgenommen und dokumentiert werden. Die

Prozessdaten können aus der Maschinensteuerung ausgelesen werden. Der kraftge-regelte Schweißbetrieb wird ebenfalls über die 840D Steuerung realisiert /EIR04/, /EIR03/.

Tabelle 9: Technische Daten der Heller MCH 250 /INT11/

Eigenschaft	Wert
Verfahrweg (x-Achse)	800 mm
Verfahrweg (y-Achse)	800 mm
Verfahrweg (z-Achse)	900 mm
Max. Schweißgeschwindigkeit	5000 mm/min
Max. Spindeldrehzahl	6000 min ⁻¹
Steuerung	Siemens 840D
Kraftmesssystem / Kraftregelsystem	Ja/Ja

Bei der Ermittlung der Nachgiebigkeit der Heller MCH 250 konnten ebenfalls maschi-nenspezifische Effekte festgestellt werden. Bei der Heller MCH 250 werden die Ver-formungen der Komponenten des Vorschubantriebs der z-Achse (Kugelgewindemut-ter, Spindelwelle, Spindellagerung) während des Schweißbetriebs durch das direkte Messsystem am Maschinentisch ausgeregelt /AIF09/. Somit ist die Nachgiebigkeit der Maschine im Schweißbetrieb niedriger als im ausgeschalteten Zustand /AIF09/. Für die Durchführung einer Messung während des Betriebs wurde die Maschine auf Block gefahren, so dass der Spannwinkel langsam gegen ein pinloses Werkzeug gedrückt und die herrschende Relativkraft zwischen Werkzeug und Spannwinkel ge-messen wurde /AIF09/. Für die Schweißposition, bei der die FSW-Verbindungen ge-fügt wurden, konnte dadurch die Nachgiebigkeit von $2 \cdot 10^{-8}$ m/N gemessen werden /AIF09/.

4.2.4 CNC Fräsmaschine Deckel FP5

Für die am Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik (ISF) der RWTH Aachen durchgeführten Schweißversuche wurde eine 3-achsige Fräsmaschine der Firma Deckel, Model FP5 NC, verwendet. Die technische Spezifikationen der Maschine sind in Tabelle 10 aufgeführt.

Der Vorschubantrieb aller Achsen wird von Gleichstrom-Motoren und Kugelrollspin-deln ausgeführt. Die Bewegung in x-, y- und z-Richtung wird durch das Verfahren vom Maschinentisch (x- und y-), sowie vom Werkzeug (z-Richtung) realisiert.

Die Werkzeugspindel wird ebenfalls mittels eines Gleichstrom-Motors angetrieben. Letzterer verfügt über sechs Getriebestufen, was die stufenlose Programmierung von beliebigen Drehzahlen im Bereich zwischen 18 min^{-1} und 6300 min^{-1} erlaubt /INT11/.

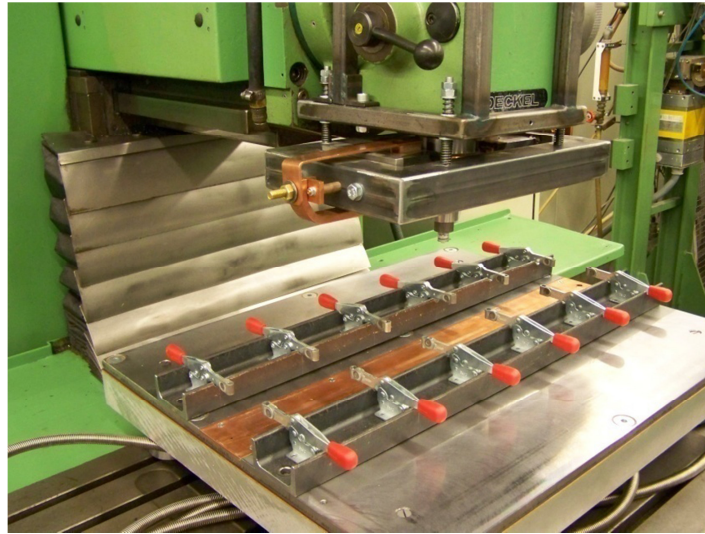


Bild 38: Fräsmaschine Deckel FS 5 NC /HAR09/

Die Fräsmaschine verfügt über ein sehr genaues Wegmesssystem, dessen Auflösung und Positionierungseingabe bei $0,001 \text{ mm}$ liegen. Wie alle konventionellen Werkzeugmaschinen kann die Anlage nur im weggeregeltem Modus betrieben werden. Eine Kraftregelung ist ohne Anlagenumrüstung nicht möglich.

Um den hohen Anforderungen der modernen Prozessanalyse gerecht zu werden, wurde die Maschine mit einem Kraftmesstisch erweitert, der die Aufnahme der auftretenden Prozesskräfte und Momente, mit einer Abtastrate von 1000 Hz . erlaubt. Die während der Schweißversuche gewonnenen Daten können auf einem PC-System übertragen und ausgewertet werden.

Tabelle 10: Technische Daten der Deckel FS5 NC /INT11/

Eigenschaft	Wert
Verfahrweg (x-Achse)	710 mm
Verfahrweg (y-Achse)	600 mm
Verfahrweg (z-Achse)	445 mm
Max. Schweißgeschwindigkeit	3600 mm/min
Max. Spindeldrehzahl	6300 min^{-1}
Steuerung	DIALOG 4
Kraftmesssystem / Kraftregelsystem	Ja/Nein

Die Ermittlung der Maschinennachgiebigkeit wurde bei einer ausgeschalteten Maschine, nach dem in Bild 31 dargestellten klassischen Messaufbau durchgeführt. Da letzterer speziell für die messtechnische Untersuchung und Beurteilung von Werkzeugmaschinen entwickelt wurde /WEC06/, konnten keine weiteren Einflussgrößen auf die Nachgiebigkeit, wie im Falle der FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250, festgestellt werden. Für die für alle Versuche verwendete Schweißposition wurde eine Nachgiebigkeit von $3,5 \cdot 10^{-8}$ m/N ermittelt.

4.3 Identifikation des Prozessfeldes und Auswahl der Schweißparameter

Für die Erstellung von Modellen zur Übertragbarkeit von FSW-Parametern auf unterschiedliche Schweißsituationen müssen die Einflüsse der verwendeten Anlagenkonzepte, Werkstoffe und Blechdicken quantifiziert werden, was die Durchführung von Schweißversuchen bedarf. In der Anfangsphase der experimentellen Arbeiten wurden standardisierte Bleche der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 rührreibgeschweißt. Die Versuche wurden unabhängig auf den Anlagen FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250 durchgeführt. Als Zielsetzung wurde die Ermittlung eines Prozessfensters für die Herstellung qualitativ guter FSW-Verbindungen definiert. Die Eignung der Prozessparameter für die gegebene schweißtechnische Aufgabe wurde aufgrund der mechanischen Eigenschaften der FSW-Nähte bewertet. Des Weiteren wurden Versuche mit gezielt ausgewählten Parametersätzen aus dem Rand und aus der Mitte des Prozessfensters an der Fräsmaschine Deckel FS5 NC wiederholt.

4.3.1 Durchführung der Schweißversuche, Prozessanalyse

Die Versuche wurden im weggeregelten Betrieb, mit identischen Schweißparametern, Aufspanntechnik und Werkzeugen (einschließlich Pinlängen) durchgeführt, so dass die Abweichungen in den Prozessreaktionen und/oder in den mechanischen Eigenschaften der Verbindungen ausschließlich auf die Maschineneinflüsse zurückgeführt werden konnten. Für jeden Schweißparameter wurden jeweils zwei Bleche mit Abmessungen von 500 mm x 150 mm im Stumpfstoß gefügt. Die Stoßkanten und die Blechoberfläche wurden nicht zusätzlich bearbeitet. Die Schweißparameter und -kräfte wurden während des Prozesses erfasst und ausgewertet.

Die Vorgehensweise bei der Prozessanalyse ist am Beispiel der, an der naturharten Aluminiumlegierung EN AW-5454-O durchgeführten Schweißungen veranschaulicht. Die entsprechenden Parametersätze und die dazugehörigen Probenbezeichnungen sind in Tabelle 11 zusammengefasst.

Tabelle 11: Schweißparameter zur Bestimmung eines Prozessfensters qualitativ guter Verbindungen für die Legierung EN AW-5454-O, Blechdicke $t = 3,5$ mm

Schweißnummer iwb	Schweißnummer IMWF	v_x / mm/min	n / 1/min	Et / mm
iwb-44-0002	IMWF-11-00053	250	1000	0,3
iwb-44-0003	IMWF-11-00054	250	1500	0,3
iwb-44-0004	IMWF-11-00055	250	2000	0,3
iwb-44-0005	IMWF-11-00073	250	2500	0,3
iwb-44-0013	IMWF-11-00056	500	1000	0,3
iwb-44-0006	IMWF-11-00057	500	1500	0,3
iwb-44-0007	IMWF-11-00058	500	2000	0,3
-	IMWF-11-00059	500	2500	0,3
iwb-44-0008	IMWF-11-00060	500	3000	0,3
iwb-44-00012	IMWF-11-00061	750	1500	0,3
iwb-44-0009	IMWF-11-00062	750	2000	0,3
iwb-44-00010	IMWF-11-00063	750	2500	0,3
iwb-44-00011	IMWF-11-00064	750	3000	0,3

Trotz der Durchführung der Versuche mit identischen Werkzeugen, Aufspannvorrichtungen und FSW-Parametern zeigt die Analyse der Prozessreaktionsgrößen von paarweise gleichen Schweißungen, die auf der FSW LEGIO™ 3ST und auf der Heller MCH 250 gefertigt wurden, Unterschiede auf. Von diesem Phänomen sind insbesondere die Verläufe der Anpresskraft betroffen. Dies konnte auf die Besonderheiten der Aufbaukonzepte der verwendeten Schweißanlagen zurückgeführt und zu einem späteren Zeitpunkt in diesem Kapitel auf die Schweißnahtqualität bezogen werden.

Für die Quantifizierung der Anpresskräfte der einzelnen Schweißversuche wurde ihr Mittelwert für den quasistationären Bereich des FSW-Prozesses berechnet und als Referenzgröße verwendet. Der quasistationäre Bereich wurde in Anlehnung an DIN EN ISO 25239-1 definiert /DIN09/. Nach der o. g. Norm erfolgt die Probenentnahme für die Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von FSW-Verbindungen 50 mm nach dem Schweißnahtanfang sowie 50 mm vor dem Nahtende /DIN09/. In diesem Bereich läuft der FSW-Vorgang, bei korrekter Prozessführung, quasistationär ab, was die Vergleichbarkeit der mechanischen Eigenschaften der Schweißverbindungen gewährleistet.

Der Bereich des quasistationären FSW-Vorgangs ist in Bild 39 grün hinterlegt.

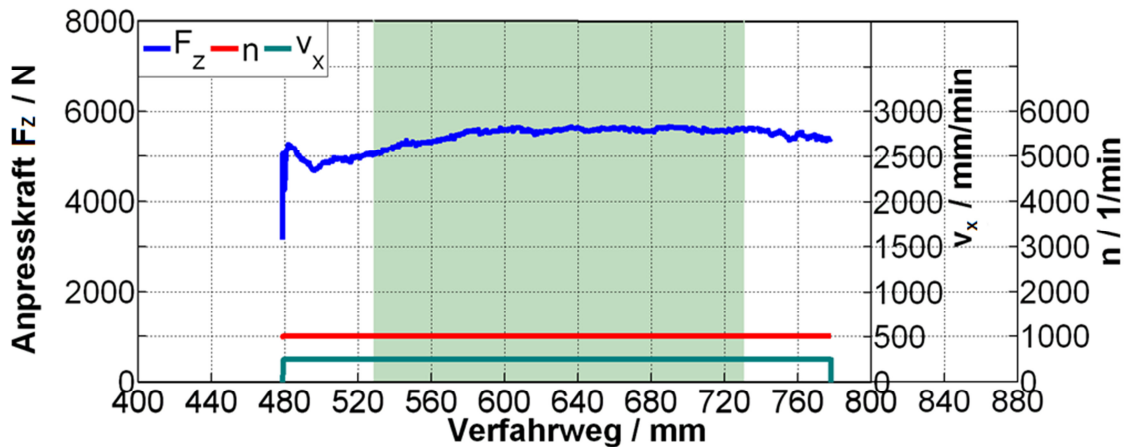


Bild 39: Gemessene Anpresskräfte im positionsgeregelten Schweißbetrieb für FSW LEGIO™ 3ST (EN AW-5454-O, $v_x = 250 \text{ mm/min}$, $n = 1000 \text{ min}^{-1}$)

Darüber hinaus sind dort einige der beim Fügen von IMWF-11-00053 aufgenommenen Prozessgrößen dargestellt. Hiermit kann veranschaulicht werden, dass der Verlauf der Anpresskraft F_z Unregelmäßigkeiten nach Ende der Eintauchphase aufweist. Dies ist einerseits auf die Wegregelung und die Schwankungen der Blechdicke, andererseits auf Maschineneinflüsse, wie z. B. die Anregung unterschiedlicher Maschinenkomponenten durch die Spindelbewegung, zurückzuführen. Innerhalb des nach EN ISO 25239-1 /DIN09/ definierten Bereichs bleibt die Anpresskraft nahezu konstant. Aus diesem Grund wurde für die Charakterisierung und den Vergleich der Schweißversuche der Mittelwert der Anpresskraft in diesem Bereich verwendet.

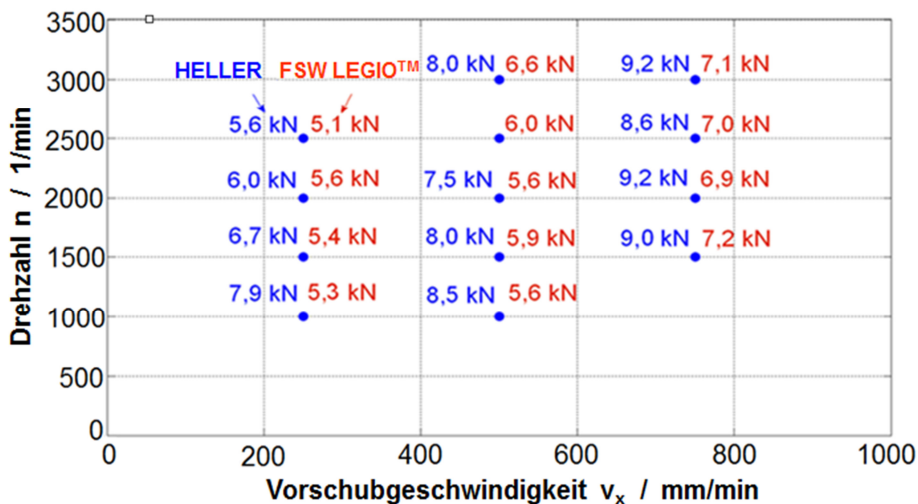


Bild 40: Gemessene Anpresskräfte (Maschinenmessung) im positionsgeregelten Schweißbetrieb für FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250 beim Fügen der Legierung EN AW-5454-O

Bild 40 zeigt die Mittelwerte der Anpresskraft im quasistationären Bereich der in Tabelle 11 zusammengefassten Schweißversuche. Dabei ist jede Anpresskraft über die

entsprechende Vorschubgeschwindigkeit (auf die Abszisse) und Drehzahl (auf die Ordinate) aufgetragen. Das Diagramm erlaubt die Veranschaulichung und die Analyse der Änderungen in der Anpresskraft im Rahmen des durch die Vorschubgeschwindigkeit und die Drehzahl definierten Prozessfensters.

Aus dem Diagramm ist zu erkennen, dass trotz gleicher Schweißparameter an der Heller MCH 250 bis zu 2 kN höhere Kräfte aufgezeichnet wurden. Diese Differenz kann auf die unterschiedlichen Nachgiebigkeiten der beiden Anlagen zurückgeführt werden. Durch die aus den Prozesskräften resultierende Verformung der weicheren FSW LEGIO™ 3ST (vgl. Kap.4.2.2 und Kap.4.2.3) wird die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t,at}$ des Schweißwerkzeugs ins Material reduziert, was bei einem positionsgeregeltem Betrieb zu einer Absenkung der Anpresskräfte führt /EIR06/.

Die Prozessparameter und die dazugehörigen Anpresskräfte für die Schweißungen der naturharten Legierung EN AW-5754-O sind in Bild 41 dargestellt. Aufgrund der geringeren Blechdicken der Halbzeuge wurde beim Fügen das kleine Schweißwerkzeug, Werkzeug Nr. 1, verwendet. Dies führt zu einer Reduktion der Anpresskräfte im Vergleich zu Bild 40. Trotz des niedrigen Kraftniveaus kann die in Bild 40 erkennbare Tendenz wieder festgestellt werden, es wurden an der Heller MCH bei gleichen Schweißparametern höhere Kräfte aufgenommen.

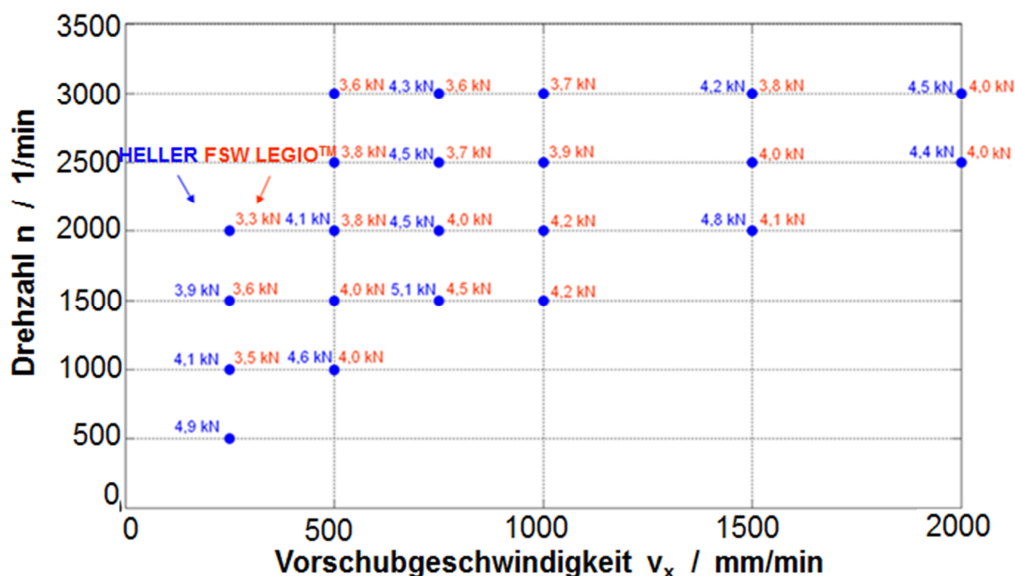


Bild 41: Gemessene Anpresskräfte (Maschinenmessung) im positionsgeregelten Schweißbetrieb für FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250 beim Fügen der Legierung EN AW-5754-O

Die Prozessparameter einschließlich der gemessenen Anpresskräfte für die Schweißungen der aushärtbaren Legierung EN AW-6016-T4 sind dem Anhang 8.4 zu entnehmen.

4.3.2 Charakterisierung der statischen Eigenschaften der FSW-Verbindungen und Bewertung der verwendeten Schweißparameter

Für die Quantifizierung der in Bild 40 dargestellten Abweichungen der Anpresskräfte auf das Schweißergebnis ist die Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften der FSW-Verbindungen notwendig. Zu diesem Zweck wurden Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 und DIN EN 895 durchgeführt /DINEN9/. Pro Schweißparametersatz wurden vier Zugproben untersucht, die aus dem in DIN EN ISO 25239-1 /DIN09/ spezifizierten Bereich entnommen wurden, vgl. Bild 42.

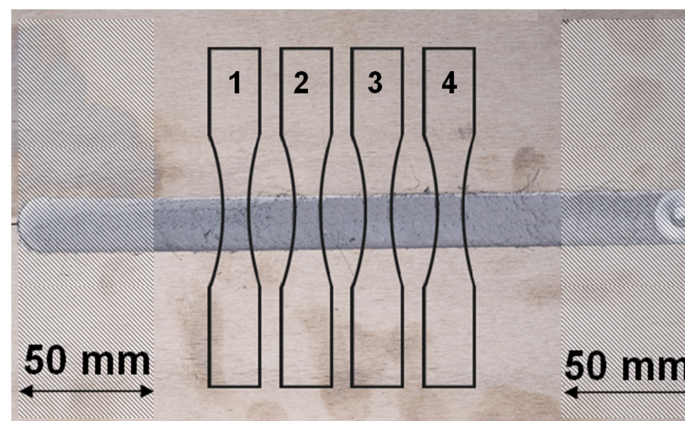


Bild 42: Entnahmeposition der Zugproben der Legierung EN AW-5454-O

Die blechdickenabhängigen Probenformen für die unterschiedlichen Legierungen sind in Bild 43 schematisch dargestellt. Die entsprechenden technischen Zeichnungen sind dem Anhang 8.3 zu entnehmen. Die Versuche wurden an einer kalibrierten Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Z100 realisiert.

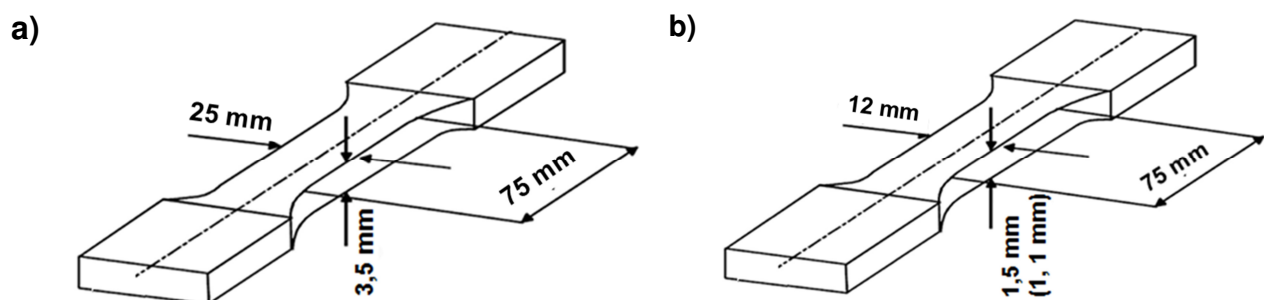


Bild 43: Zugprobengeometrie der FSW-Verbindungen von : a) EN AW-5454-O b) EN AW-5754-O, in einer Blechdicke von 1,5 mm und EN AW-6016-T4, in einer Blechdicke von 1,1 mm

Anhand der Zugprüfung wurden die mechanisch-technologischen Kennwerte der Proben wie Zugfestigkeit R_m , Streckgrenze R_e bzw. Dehngrenze $R_{p0,2\%}$, Gleichmaßdehnung A_{gt} sowie Bruchdehnung A_t bestimmt. Ihre Werte für die Legierung EN AW-5454-O sind in Tabelle 12 und Tabelle 13 zusammengefasst.

Tabelle 12: Festigkeitskennwerte der Schweißverbindungen (EN AW-5454-O)

Schweißnummer IMWF	Probe 1		Probe 2		Probe 3		Probe 4	
	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa
IMWF-11-00053	101,07	217,16	101,40	207,68	101,18	219,19	100,32	215,50
IMWF-11-00054	101,82	237,10	103,48	238,27	102,53	238,49	100,75	239,49
IMWF-11-00055	100,77	240,26	101,04	241,11	100,49	241,07	100,92	241,34
IMWF-11-00073	99,67	238,16	100,21	240,05	101,54	240,37	100,64	236,82
IMWF-11-00056	96,29	198,45	97,87	174,30	95,93	173,01	98,77	183,01
IMWF-11-00057	103,17	232,30	104,05	224,99	179,38	231,35	102,41	220,60
IMWF-11-00058	102,55	239,89	100,98	238,60	105,70	239,95	101,03	235,39
IMWF-11-00059	-	-	-	-	-	-	-	-
IMWF-11-00060	98,19	238,59	98,35	239,20	97,92	224,88	101,60	223,16
IMWF-11-00061	100,80	227,31	98,99	220,72	100,81	217,64	-	-
IMWF-11-00062	101,44	239,73	101,36	241,02	100,98	239,09	101,95	238,70
IMWF-11-00063	99,84	222,70	97,65	217,74	103,11	225,50	99,47	228,72

Tabelle 13: Verformungskennwerte der Schweißverbindungen (EN AW-5454-O)

Schweißnummer IMWF	Probe 1		Probe 2		Probe 3		Probe 4	
	A_{gt} / %	A_t / %	A_{gt} / %	A_t / %	A_{gt} / %	A_t / %	A_{gt} / %	A_t / %
IMWF-11-00053	7,46	8,58	5,72	6,87	7,34	8,41	6,98	7,45
IMWF-11-00054	12,28	14,17	14,66	15,60	15,02	19,66	15,70	19,03
IMWF-11-00055	16,78	18,44	14,86	17,69	14,12	14,37	15,48	19,47
IMWF-11-00073	15,84	17,85	15,46	16,42	14,82	15,42	12,43	18,64
IMWF-11-00056	4,8	4,1	3,66	3,60	3,16	3,65	3,66	4,117
IMWF-11-00057	11,66	12,27	8,98	9,98	9,305	10,28	8,00	8,50
IMWF-11-00058	16,76	19,93	13,02	15,70	16,96	17,34	12,34	13,86
IMWF-11-00059	-	-	-	-	-	-	-	-
IMWF-11-00060	14,14	16,16	17,08	14,11	8,88	14,33	8,26	15,72
IMWF-11-00061	10,50	10,57	7,80	8,91	8,00	8,43	-	-
IMWF-11-00062	16,00	16,84	14,40	20,11	17,18	18,44	16,96	18,97
IMWF-11-00063	8,28	8,26	7,26	7,55	9,14	9,72	9,70	9,94

Aus Übersichtlichkeitsgründen sind in Bild 44 die Mittelwerte der Zugfestigkeit der an FSW LEGIO™ 3ST hergestellten Verbindungen der Legierung EN AW-5454-O über der Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl dargestellt.

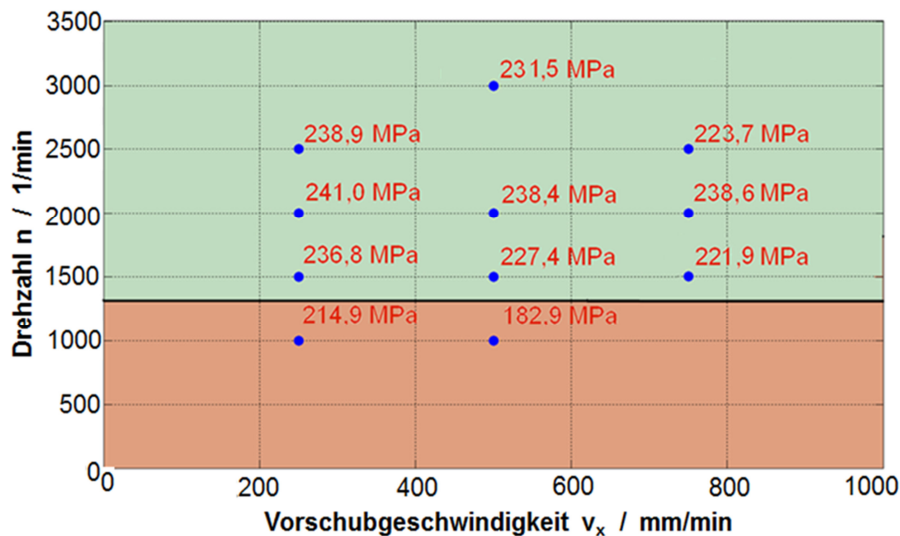


Bild 44: Mittelwerte der Zugfestigkeit R_m der rührreibgeschweißten Verbindungen der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O (geschweißt an der FSW LEGIO™ 3ST)

Das Diagramm lässt sich in zwei Bereiche unterteilen. Der obere Bereich ist grün hinterlegt. Dort beträgt die maximale Differenz zwischen den Zugfestigkeiten der einzelnen Verbindungen weniger als 19,1 MPa, was ca. 8 % vom Wert der maximalen Zugfestigkeit der in Bild 44 dargestellten Schweißungen entspricht. Dies kann als Nachweis für den stabilen Ablauf des FSW-Prozesses in einem breiten Fenster betrachtet werden.

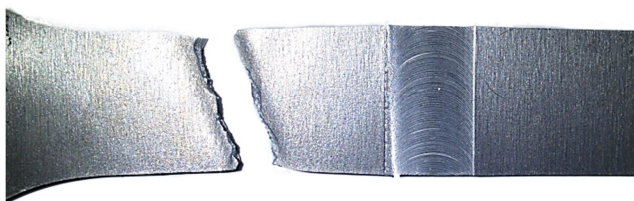


Bild 45: Bruch im Grundwerkstoff (EN AW-5454-O, $v_x = 750$ mm/min, $n = 2000$ 1/min)

Innerhalb des stabilen Prozessfensters liegen die Werte der gemittelten Zugfestigkeiten der Schweißverbindungen zwischen 92,3 % und 100,3 % von der Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs. Letztere wurde in Kap. 4.1.2 ermittelt und beträgt 240,3 MPa.

Bei ca. 20 % der Proben erfolgt das Versagen im Grundmaterial. Ein exemplarisches Beispiel dafür ist in Bild 45 dargestellt. Bei den übrigen Verbindungen werden Brüche in der Zone der Gleichlaufseite beobachtet. Bedingt durch die Rotationsbewegung wird von dieser Seite Material abgetragen, was zu einer Schwächung des tragenden Querschnitts führen kann, die wiederum zum Versagen der Probe führt /Mis07/. Die

FSW-Verbindungen, die sich im braun markierten Bereich des Diagramms befinden, weisen niedrigere Festigkeitswerte im Vergleich zum Grundwerkstoff auf.

Neben der Festigkeit sind die Verformungseigenschaften der FSW-Verbindungen ein wesentlicher Qualitätsfaktor für ihre technische Anwendung. Die Charakterisierung der Verformbarkeit der Schweißungen wurde auf Basis der Mittelwerte ihrer Bruchdehnungen durchgeführt, die im Zugversuch ermittelt und in Tabelle 13 zusammengefasst wurden. Die Mittelwerte sind in Bild 46 über der Vorschubgeschwindigkeit und der Drehzahl aufgetragen. Das Diagramm ist analog zu Bild 44 in zwei Bereiche unterteilt. Der grün hinterlegte Bereich kennzeichnet die FSW-Parameter, mit denen hohe Zugfestigkeiten der Verbindungen erreicht wurden. Die Schweißparameter, die zu mäßigen Festigkeiten geführt haben, sind dagegen braun hinterlegt. Diese Darstellung erlaubt den impliziten Vergleich zwischen den Festigkeits- und den Verformungseigenschaften der untersuchten Schweißnähte.

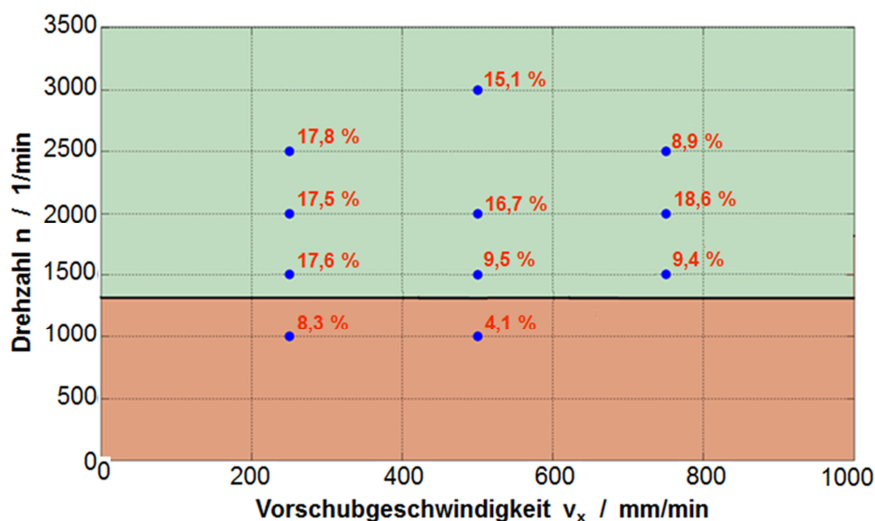


Bild 46: Mittelwerte der Bruchdehnungen A_t der an der FSW LEGIO™ 3ST rührreibgeschweißten Verbindungen der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O

Die Analyse von Bild 46 zeigt eine große Streuung der Bruchdehnungen im grün hinterlegten Bereich. Die maximale Differenz zwischen den Bruchdehnungswerten beträgt 9,7 %, was ca. 52 % vom Betrag der höchsten Bruchdehnung im Bild 46 entspricht. (Die maximale Differenz zwischen den Zugfestigkeitswerten im selben Bereich liegt bei 8 % vom Wert der maximalen Zugfestigkeit). Darüber hinaus betragen die größten Bruchdehnungen der FSW-Verbindungen 70 % bis 82 % von der in Kap. 4.1.2 bestimmten Bruchdehnung des Grundwerkstoffs.

Die Unterschiede im Verhalten der Festigkeits- und der Verformungskennwerte der

qualitativ hochwertigen FSW-Verbindungen im Vergleich zum Grundwerkstoff sind exemplarisch in Bild 47 dargestellt.

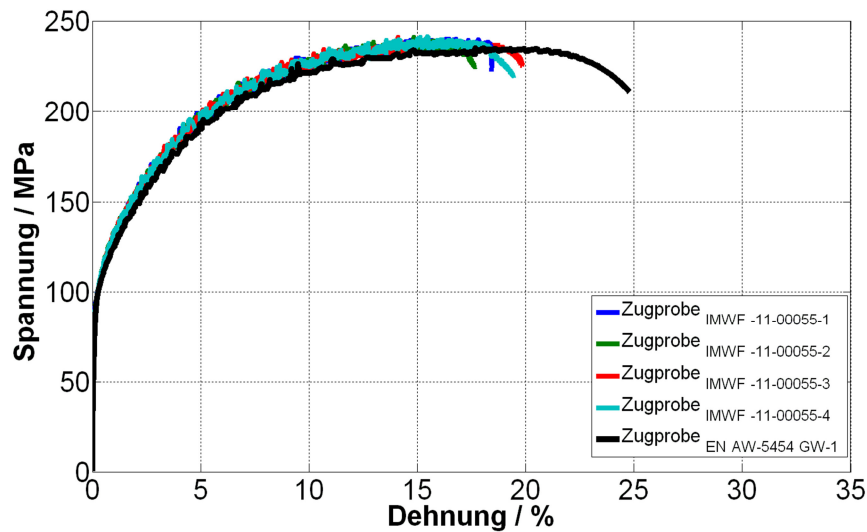


Bild 47: Vergleich zwischen den technischen Fließkurven der Zugproben der Schweißung IMWF-11-00055 (EN AW-5454-O, $v_x = 250$ mm/min, $n = 2000$ 1/min) und des Grundwerkstoffs

Das Diagramm zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den Verläufen der technischen Fließkurven des Grundwerkstoffs und der aus Schweißung IMWF-11-00055 ($v_x = 250$ mm/min, $n = 2000$ 1/min) gefertigten Zugproben. Die Dehngrenzen sowie die Steigungen der Fließkurven im Verfestigungsbereich sind vergleichbar. Die Werte der Zugfestigkeit sind mit ca. 240 MPa in der gleichen Größenordnung. Darüber hinaus weisen die Festigkeits- und die Verformungskennwerte der einzelnen FSW-Verbindungen keine wesentlichen Unterschiede auf und sind somit unabhängig von der Entnahmeposition der Zugproben aus der Schweißnaht. Dies ist wiederum ein Hinweis auf die konstanten mechanischen Eigenschaften entlang der gesamten Stoßlinie.

Auffällig sind die bei der Analyse von Bild 46 bereits angesprochenen Abweichungen zwischen den Bruchdehnungen des Grundwerkstoffs und der FSW-Verbindungen. Trotz der ähnlichen Festigkeitskennwerte beträgt der Mittelwert der Bruchdehnungen der FSW-Verbindungen 17,5 % und somit ca. 76,8 % von der gemittelten Bruchdehnung des Grundwerkstoffs, vgl. Tabelle 5 und Tabelle 14.

Tabelle 14: Statische Materialkennwerte der Schweißverbindung IMWF-11-00055

Anzahl der Proben n=4	E-Modul / MPa	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	A_{gt} / %	A_t / %
Mittelwert \bar{x}	71504	100,81	240,95	15,31	17,5

In Bild 48 sind der Vollständigkeit halber die Ergebnisse aus der Zugprüfung einer der mäßigen FSW-Verbindungen dargestellt. Die Fließkurven der von der Schweißung IMWF-11-00056 entnommenen Proben weisen Festigkeits- und Verformungskennwerte auf, die deutlich unterhalb denen der Grundwerkstoffe liegen.

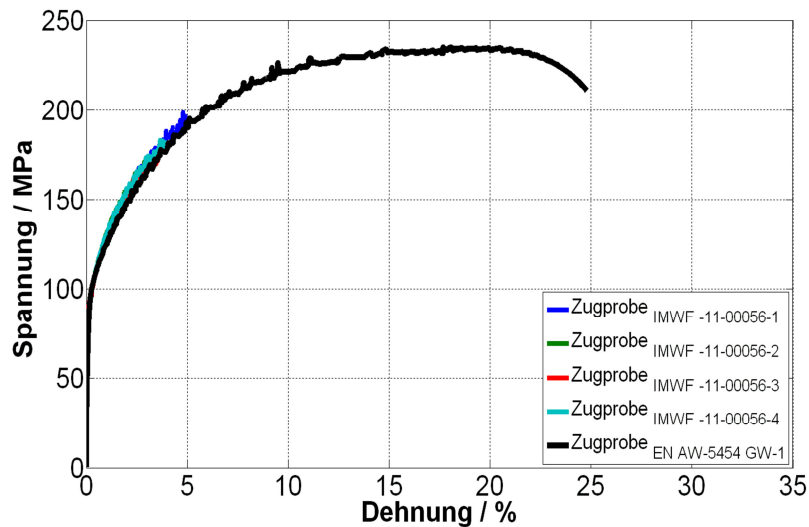


Bild 48: Vergleich zwischen den technischen Fließkurven der Zugproben der Schweißung IMWF-11-00056 (EN AW-5454-O, $v_x = 500 \text{ mm/min}$, $n = 1000 \text{ min}^{-1}$) und des Grundwerkstoffs

Aufgrund der Analyse der in Bild 46, Bild 47 und Bild 48 dargestellten Bruchdehnungen kann die These aufgestellt werden, dass die Verformungskennwerte der FSW-Verbindungen empfindlicher auf Änderungen der Prozessführung und / oder der Wärmeeinbringung in die Fügezone als die Festigkeitskennwerte reagieren. Somit kann die Verformbarkeit der FSW-Nähte als ausschlaggebendes Kriterium für die Bewertung ihrer Qualität betrachtet werden.

Die Verformungseigenschaften einer Schweißnaht bzw. eines Werkstoffs können sowohl im Zugversuch, für welchen genormte Prüfkörper verwendet werden, als auch mithilfe von Biegeversuchen beurteilt werden. Letzteres Prüfverfahren wurde für die qualitative Bewertung der am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (iwb) der TU München hergestellten Schweißungen verwendet. Hierfür wurden am iwb, aus dem nach EN ISO 25239-1 definierten Bereich der Fügezone, nicht taillierte Proben mit einer Breite von 15 mm entnommen, vgl. Bild 49 a). Letztere wurden auf der in Bild 49 b) dargestellten Vorrichtung gebogen. Für die Charakterisierung der Verformungseigenschaften jeder Schweißnaht wurden jeweils vier Biegeversuche durchgeführt.

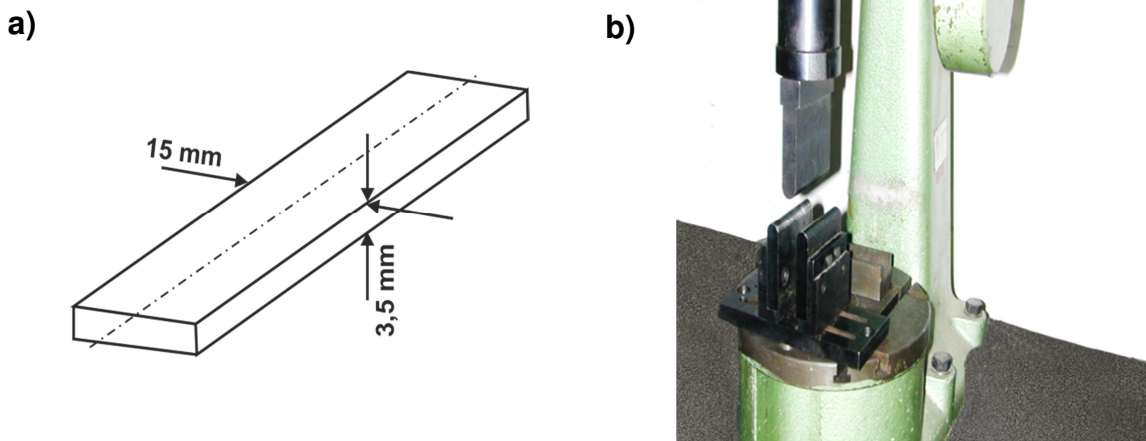


Bild 49: Biegeversuche des iwB München : a) Probengeometrie für die Charakterisierung der FSW-Verbindungen der Legierung EN AW-5454-O b) Versuchsvorrichtung /AiF09/

Die Verformungskennwerte aus der Zugprüfung der am IMWF gefügten Verbindungen sind in Bild 50 den Ergebnissen der iwB-Biegeversuche gegenübergestellt. Dabei wurde die Duktilität einer Verbindung im Biegeversuch als gut beurteilt und entsprechend mit einem Haken in Bild 50 markiert, falls die Proben um 180° ohne das Auftreten von Rissen bzw. Bruch gebogen werden konnten.

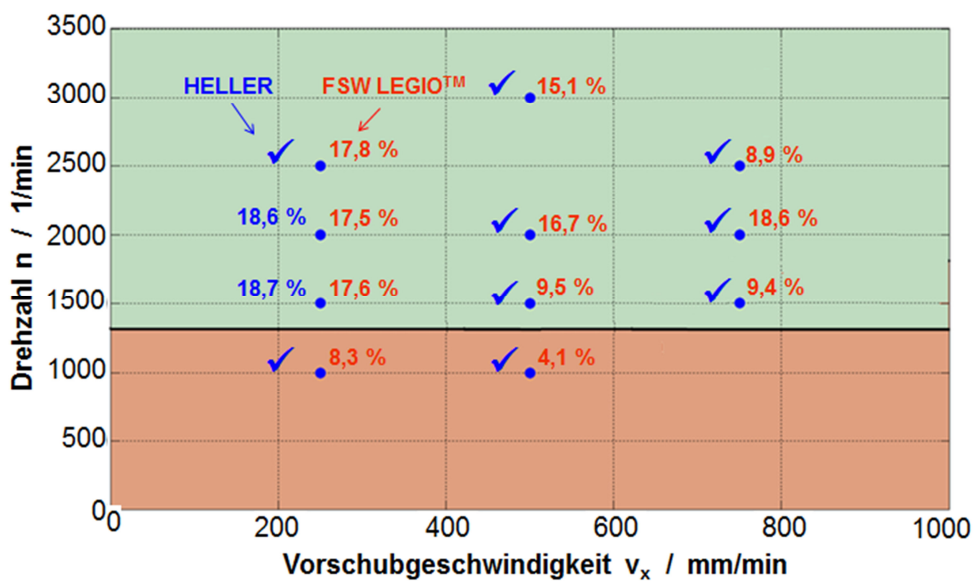


Bild 50: Vergleich der Mittelwerte der Bruchdehnungen A_t mit den Ergebnissen aus der Biegeprüfung der an der FSW LEGIO™ 3ST und an der Heller MCH 250 (iwB) rührreibgeschweißten Verbindungen der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O

Zur Bestätigung der Vergleichbarkeit der Resultate aus der Zug- und der Biegeprüfung wurden zwei der am iwB gefügten Verbindungen (iwB-44-0003 und iwB-44-0004), die auf Basis der Biegeprüfungsergebnisse als duktil bewertet wurden, im Zugversuch charakterisiert. Ihre Bruchdehnungswerte unterscheiden sich nicht signifi-

fikant von den Bruchdehnungen der korrespondierenden IMWF-Proben (IMWF-11-0054 und IMWF-11-0055), vgl. Bild 50.

Die Analyse von Bild 50 zeigt, dass die an der FSW LEGIO™ 3ST und an der Heller MCH 250 hergestellten Schweißungen in bestimmten Bereichen des Diagramms unterschiedliche Verformungseigenschaften aufweisen. Solche Unterschiede treten unter anderem bei relativ niedrigen Drehzahlen und hohen Vorschubgeschwindigkeiten auf. Beispiele dafür sind die mit iw-44-0006 und iw-44-00012 bezeichneten Schweißungen, die bei einer Drehzahl von $n = 1500$ 1/min und Vorschubgeschwindigkeiten von $v_x = 500$ mm/min und $v_x = 750$ mm/min hergestellt wurden und eine gute Verformbarkeit aufweisen. Die entsprechenden, an der FSW LEGIO™ 3ST gefügten Verbindungen IMWF-11-0057 und IMWF-11-0061, wurden im Gegensatz dazu aufgrund ihrer geringen Bruchdehnung als spröde bewertet.

Diese Qualitätsabweichungen lassen sich mithilfe der Wärmeeinbringung in der Schweißnaht und den in Bild 40 dargestellten Unterschieden bei den Niveaus der Anpresskräfte der verwendeten Schweißanlagen erklären. Die Wärmeeinbringung \dot{Q}_{erz} ist als die in der Zeit dt übertragene Wärmemenge dQ_{erz} definiert /SCH04/. Sie kann nach Schmidt und Hattel /SCH04/ als Funktion der Anpresskraft, der Werkzeuggeometrie und des Reibungskoeffizienten dargestellt werden als:

$$\dot{Q}_{\text{erz}} = \frac{dQ_{\text{erz}}}{dt} = \frac{2}{3} \cdot \pi \cdot \mu \cdot \omega \cdot F_z \cdot (R^3 - r^3) = \frac{4}{3} \cdot \pi^2 \cdot \mu \cdot n \cdot F_z \cdot (R^3 - r^3) \quad (\text{Gl. 6})$$

Dabei ist μ - der Reibungskoeffizient, ω - die Winkelgeschwindigkeit ($\omega = 2 \cdot \pi \cdot n$, n - Drehzahl), F_z - die Anpresskraft, R - der Radius der Werkzeugschulter und r - der Radius vom Pin.

Die in Bild 40 zusammengefassten Schweißexperimente wurden mit den gleichen Halbzeugen und demselben Werkzeug durchgeführt. Innerhalb der Versuchsreihe können somit der Radius der Werkzeugschulter R und des Pins r sowie der Reibungskoeffizient μ als konstante Größen betrachtet werden. Die Unterschiede in der Wärmeeinbringung während der einzelnen Versuche sind somit nur von der Drehzahl n , der Anpresskraft F_z und der Zeit, welche die Vorschubgeschwindigkeit implizit enthält, abhängig. Bei Schweißungen, wie z. B. iw-44-00012 und IMWF-11-00061, können zwei weitere Parameter von Gl. 6, nämlich die Drehzahl und die Vorschubgeschwindigkeit, gleich gesetzt werden (iw-44-00012 und IMWF-11-00061 wurden mit $n = 1500$ 1/min und $v_x = 750$ mm/min gefügt). Unter den o. g. Randbedingungen

lassen sich die Abweichungen in der Wärmeeinbringung allein auf die Anpresskraft F_z zurückführen. Die Beträge der Anpresskräfte F_z der Versuchsreihe wurden bereits in Bild 40 dargestellt. Für iw-44-00012 und IMWF-11-00061 sind sie entsprechend 9 kN und 7,2 kN.

Aufgrund des höheren Werts der Anpresskraft F_z ist nach Gl. 6 die Wärmeeinbringung in der Fügezone von iw-44-00012 höher als bei IMWF-11-00061. Dies führt wiederum zu einem günstigeren Materialfluss bei der Ausbildung der Schweißnaht und erklärt die höhere Duktilität der iw-44-00012 Verbindung.

Beim positionsgeregelten Schweißen mit den gleichen FSW-Parametern wird demzufolge aufgrund der höheren Anpresskräfte F_z , vgl. Bild 40, am Bearbeitungszentrum Heller MCH 250 mehr Wärme als an der Rührreibschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST erzeugt. Die Unterschiede in den Verformungseigenschaften der mit paarweise gleichen FSW-Parametern geschweißten Verbindungen iw-44-0006 und IMWF-11-00057 sowie iw-44-0012 und IMWF-11-00061 in Bild 50 lassen sich mit letzterem erklären.

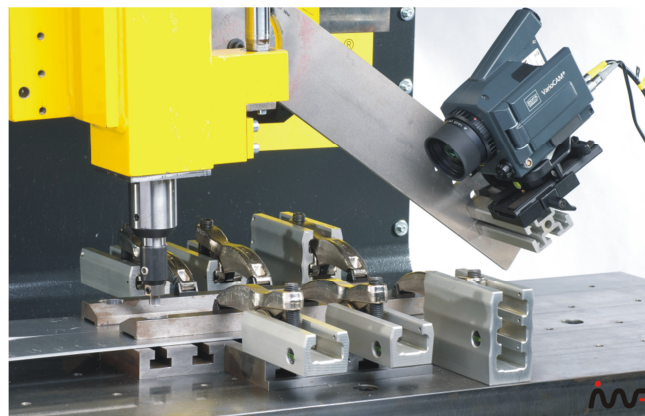
Andererseits wurden die Verformungskennwerte der Verbindungen, die bei einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_x = 250$ mm/min und Drehzahlen größer als 1000 1/min an der FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH 250 gefügt wurden, als gut bewertet, obwohl die an den beiden Anlagen gemessenen Anpresskräfte Unterschiede aufweisen. Die maximale Differenz zwischen den Werten der Bruchdehnungen von iw-44-0003 und IMWF-11-00054 sowie von iw-44-0004 und IMWF-11-00055 beträgt 1 %, was ca. 6 % vom Betrag der höchsten Bruchdehnung im Bild 46 entspricht. Dies ist ein Hinweis dafür, dass beim Überschreiten einer werkstoffspezifischen Wärmeeinbringung die Anpresskraft und die daraus resultierenden Temperaturunterschiede während des Fügevorgangs keinen ausschlaggebenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der Schweißnaht haben.

Zur Quantifizierung dieser Aussage wurden die Oberflächentemperaturen während des FSW-Vorgangs mittels einer Thermographiekamera erfasst. Variiert wurden dabei die in Tabelle 15 aufgeführten Parameter. Die gewählte Parametersätze bilden die Randbedingungen der Schweißversuche IMWF-11-00053, IMWF-11-00055 und IMWF-11-00073 ab.

Tabelle 15: Schweißparameter für die thermographischen Untersuchungen des FSW-Vorgangs an FSW LEGIO™ 3ST, Legierung EN AW-5454-O, t = 3,5 mm

Schweißnr. IMWF	Schweißnr. Thermographie	v_x / mm/min	n / 1/min	Et / mm
IMWF-11-00053	IMWF-11-00065	250	1000	0,3
IMWF-11-00055	IMWF-11-00067	250	2000	0,3
IMWF-11-00073	IMWF-11-00069	250	2500	0,3

Für die Thermographiemessungen wurden die Oberflächen der zu fügenden Bleche sowie des FSW-Werkzeugs mit einem schwarzen Lack beschichtet. Auf diese Weise kann die Vereinheitlichung der Emissionseigenschaften der Bleche gewährleistet sowie die Reduktion der von der blanken metallischen Oberfläche resultierenden Störreflexionen erreicht werden. Für die Messungen wurde das Echtzeitthermografiesystem Vario CAM hd /INF07/ mit der Infrarot-Thermographiesoftware IRBIS 3 /INF08/ verwendet. Die technischen Daten der Kamera sind dem Anhang 8.7 zu entnehmen. Bei der Durchführung der Messungen wurde die Thermographiekamera am Werkzeugschlitten, vor dem FSW-Werkzeug montiert, vgl. Bild 51. Dieser Aufbau ermöglicht die Erfassung der Oberflächentemperaturen während des gesamten Schweißprozesses sowie den Vergleich zwischen den Temperaturen der Gleichlauf- (Advancing Side, AS) und der Gegenlaufseite (Retreating Side, RS).

**Bild 51: Versuchsaufbau für die thermographische Untersuchungen**

Die Auswertung der aufgenommenen Digitalbilderreihen ist mithilfe der in Bild 52 dargestellten Thermographieaufnahme erklärt. Die Temperaturverläufe wurden über die Breite der Schweißnaht entlang der horizontalen Linie L1 abgelesen, die an der frontalen Werkzeugkante positioniert ist und somit die Erfassung der höchsten Oberflächentemperaturen erlaubt.

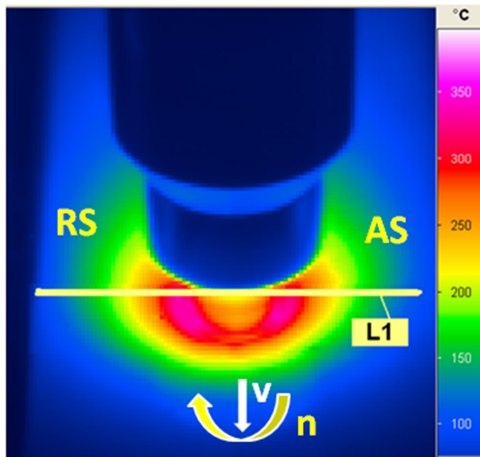


Bild 52: Auswertung der Messdaten

wesentlichen Temperaturdifferenzen zwischen der Gleichlauf- (AS) und der Gegenschweißseite (RS) der einzelnen Schweißungen auf.

Darüber hinaus zeigt der Vergleich der Bilder, dass die Temperaturen an der Blechoberfläche bei einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit (im vorliegenden Fall $v_x = 250 \text{ mm/min}$) mit steigender Drehzahl höher ausfallen. Die maximalen Temperaturen an der Oberfläche der mit einer Drehzahl von $n = 1000 \text{ 1/min}$ gefügten Verbindung IMWF-11-00065 liegen bei $T_{\max \text{ IMWF-11-00065}} \approx 250 \text{ °C}$. Durch die Erhöhung der Drehzahl n auf 2000 1/min bei IMWF-11-00067 bzw. auf 2500 1/min bei IMWF-11-00069, erfolgt eine Temperaturerhöhung um entsprechend ca. 60 °C respektive um 78 °C .

Die zeitabhängigen Temperaturprofile entlang der Linie L1 wurden in der Thermographie Software IRBIS 3 /INF08/ aufgestellt, in MATLAB eingelesen und über die gesamte Schweißnahtlänge und Breite visualisiert. Die auf diese Weise ermittelten Temperaturverläufe für die Schweißungen IMWF-11-00065, IMWF-11-00067 und IMWF-11-0069 sind in Bild 53 bis Bild 55 dargestellt. Die Diagramme zeigen keine

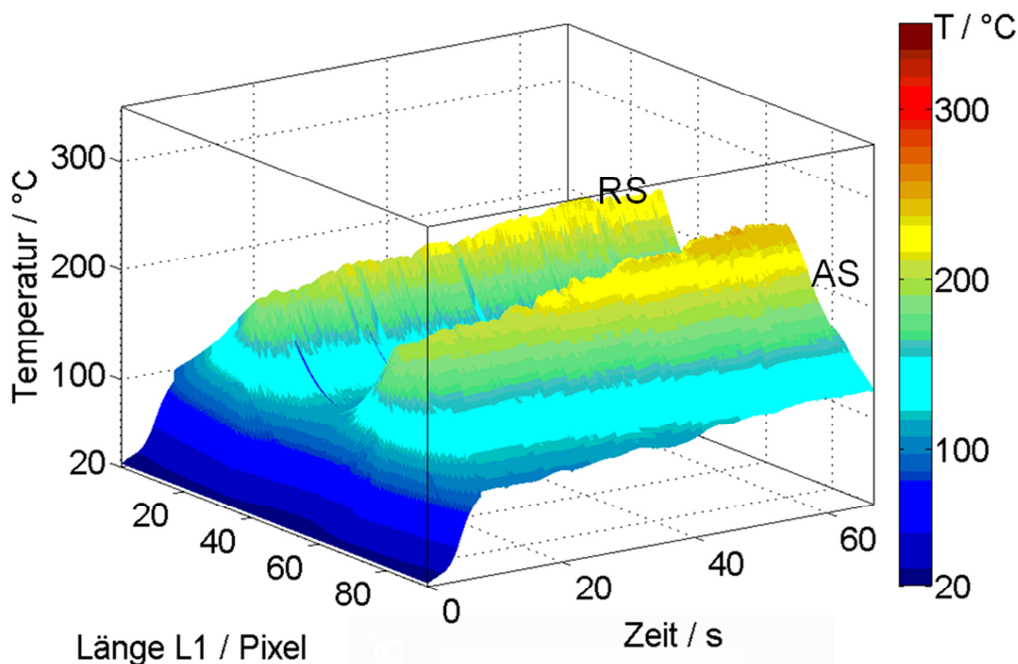


Bild 53: Temperaturverläufe über der Linie L1 der Schweißung IMWF-11-00065

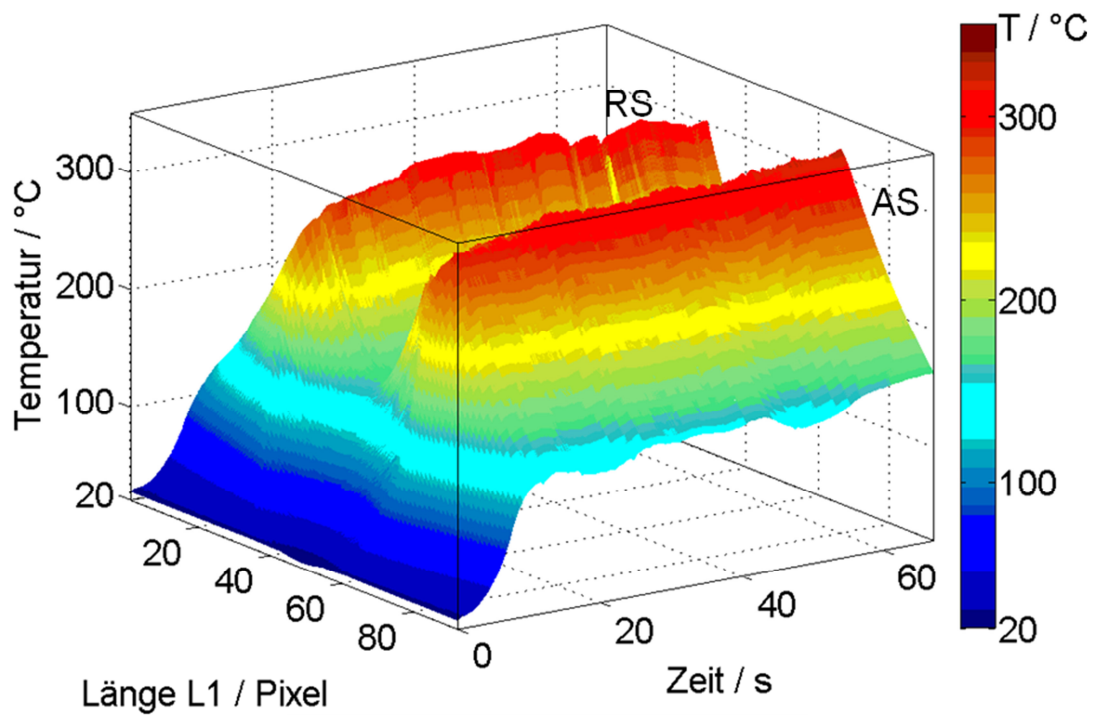


Bild 54: Temperaturverläufe über der Linie L1 der Schweißung IMWF-11-00067

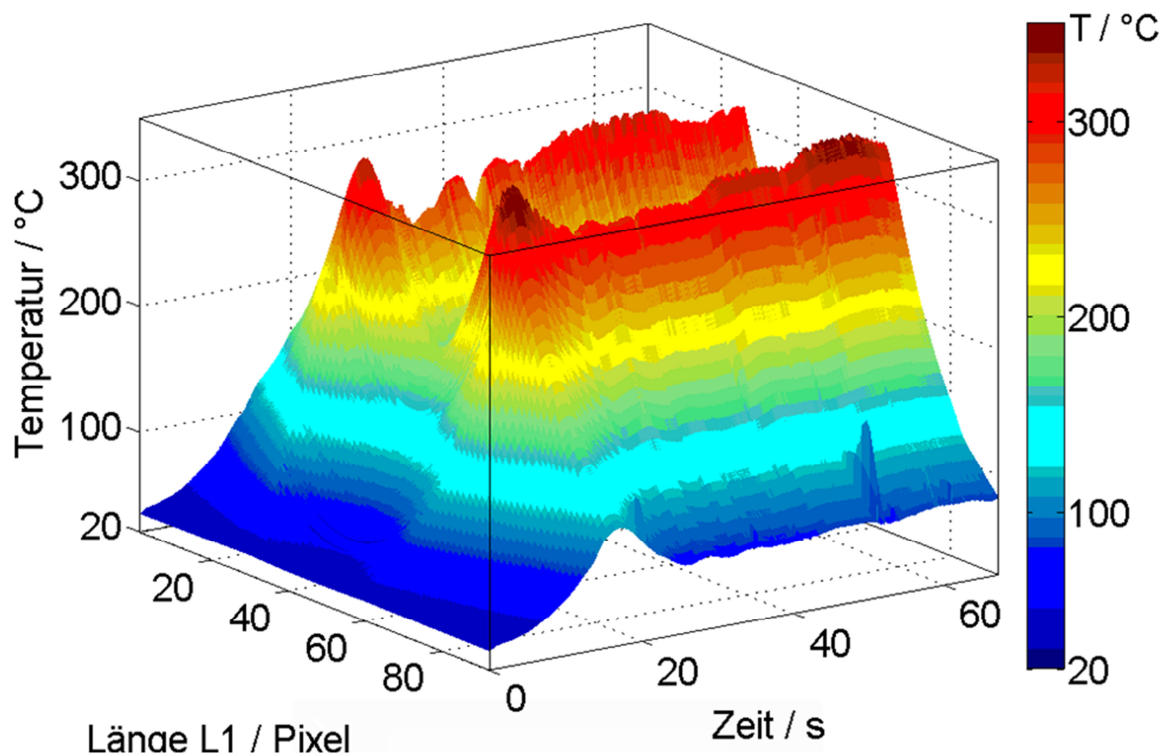


Bild 55: Temperaturverläufe über der Linie L1 der Schweißung IMWF-11-00069

Das niedrige Temperaturniveau beim Fügen von IMWF-11-00065 kann als die Ursache für die optimierungsbedürftigen Festigkeits- und Verformungskennwerte der mit

dem Parametersatz gefügten FSW-Verbindung IMWF-11-00053 angesehen werden. Die höheren Temperaturniveaus der anderen zwei Parametersätze IMWF-11-00067 und IMWF-11-00069 können wiederum mit der hervorragenden Festigkeit und der hohen Bruchdehnungen der entsprechenden Schweißungen assoziiert werden. Hierbei soll darauf hingewiesen werden, dass trotz der Differenz der gemessenen maximalen Oberflächentemperaturen von 18 K zwischen den Parametersätzen IMWF-11-00067 und IMWF-11-00069, ihre Verbindungen vergleichbare Festigkeit ($R_m \approx 240 \text{ MPa}$) und Bruchdehnungen ($A_t \approx 17,5 \%$) aufweisen. Dies bestätigt die Theorie, dass nach Überschreiten einer anwendungsspezifischen Wärmeeinbringung sich in der Fügezone günstige Materialflussbedingungen einstellen, die eine fehlerfreie Ausbildung der Schweißnaht erlauben und entsprechend gute mechanischen Eigenschaften der FSW-Verbindung sicherstellen. Für die betrachtete Versuchsreihe liegt der günstige Materialfluss bei gemessenen Oberflächentemperaturen bei ca. $300 \text{ }^\circ\text{C}$ vor.

Zur Verifizierung der in Bild 50 dargestellten Ergebnisse, die die Verformungseigenschaften der Schweißverbindungen über die verwendeten Schweißparameter darstellen, wurden weitere FSW-Versuche an der konventionellen Fräsmaschine Deckel FP5 durchgeführt. Mit ihrer Hilfe sollen die auf der Basis der Analyse von Bild 50 abgeleiteten Zusammenhänge zwischen der Wärmeeinbringung in der Schweißnaht und der Duktilität der mit gleichen Drehzahlen und Vorschubgeschwindigkeiten geschweißten Verbindungen überprüft werden. Dafür wurden Schweißversuche an drei Legierungen durchgeführt. Für jede Legierung wurden gezielt zwei Gruppen von Schweißparametersätzen gewählt, vgl. Tabelle 16. Mit der ersten Gruppe konnten sowohl an der Heller MCH als auch an der FSW LEGIOTM 3ST FSW-Nähte mit guten mechanischen Eigenschaften hergestellt werden. Diese Parametersätze sind in Tabelle 16 grau hinterlegt. Mit den restlichen Parametersätzen wurden an Heller MCH 250 Nähte mit guter Verformbarkeit ($A_t > 17 \%$) hergestellt, während die an der FSW LEGIOTM 3ST gefügten Verbindungen kleinere Bruchdehnungen ($A_t < 8 \%$) aufwiesen.

Die Qualität der Verbindungen, die mit den in Tabelle 16 zusammengefassten Schweißparameter hergestellt wurden, wurde ebenfalls auf Basis ihrer Bruchdehnungen bewertet. Letztere sind in Bild 56 dargestellt und in Abhängigkeit vom verwendeten Grundwerkstoff in unterschiedlichen Farben gehalten. Die Schweißpara-

meter der Legierung EN AW-5454-O sind magenta, die der Legierungen EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 - gelb und blau hinterlegt.

Tabelle 16: Übersicht der Prozessparameter der an Deckel FP5, FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH durchgeführten Schweißexperimente

ISF- Nr.:	iwb- Nr.:	IMWF- Nr.:	v_x / mm/min	n / 1/min	Et / mm	Feld
EN AW-5454-O						
ISF-11-0074	iwb-44-0003	IMWF-11-00054	250	1500	0,3	Mitte
ISF-11-0075	iwb-44-0013	IMWF-11-00056	500	1000	0,3	Rand
EN AW-5754-O						
ISF-22-0048	iwb-22-0006	IMWF-22-00042	500	2500	0,2	Mitte
ISF-22-0047	iwb-22-0007	IMWF-22-00044	500	1000	0,2	Rand
EN AW-6016 T4						
ISF-33-00031	fehlt	IMWF-33-00033	1250	3000	0,2	Mitte
ISF-33-00030	fehlt	IMWF-33-00032	1500	2000	0,2	Rand

Darüber hinaus sind die Bruchdehnungen der an FSW LEGIO™ 3ST und Deckel F5 hergestellte Proben entsprechend in rot- und schwarz dargestellt. Die Verformbarkeit der an Heller MCH geschweißten Verbindungen wurde, analog zu Bild 46, mithilfe von Biegeversuchen bestimmt. Die Duktilität der Schweißnähte wurde als gut beurteilt und entsprechend im Bild 56 mit einem blauen Haken markiert, falls die Proben ohne das Auftreten von Rissen bzw. Bruch um 180° gebogen werden konnten.

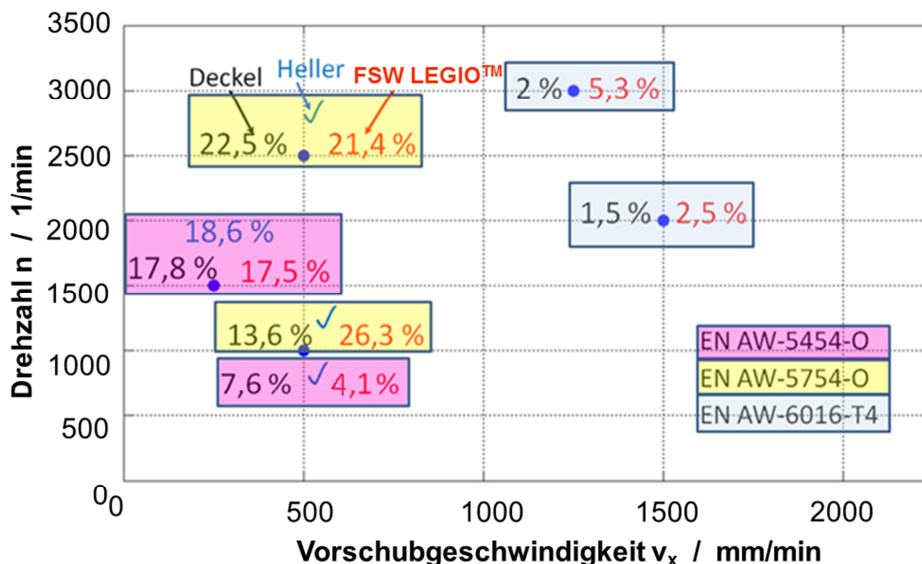


Bild 56: Vergleich der Verformungskennwerte von FSW-Verbindungen aus der Mitte- und dem Rand des Prozessfensters unterschiedlicher Legierungen.

Die in Bild 56 zusammengefassten Ergebnisse bestätigen die bereits angesprochene Tendenz: die mechanischen Eigenschaften der an verschiedenen Anlagen gefügten

Schweißungen sind von der Positionierung der verwendeten FSW-Parameter im Prozessfeld abhängig. So haben die mit einer Vorschubgeschwindigkeit $v_x = 250$ mm/min und einer Drehzahl von $n = 1500$ 1/min an Deckel FS5 NC, Heller MCH 250 und FSW LEGIO™ 3ST hergestellten Verbindungen der Legierungen EN AW-5454-O gute Verformungseigenschaften. Letztere können anhand der in Bild 56 aufgetragenen Bruchdehnungen sowie der positiven Ergebnisse aus der Biegeprüfung quantifiziert werden. Die Verformbarkeiten der mit $v_x = 500$ mm/min und $n = 1000$ 1/min gefügten Verbindungen derselben Legierungen, variiert dahingegen in Abhängigkeit von der verwendeten Anlage. Während die an der Heller MCH geschweißten EN AW-5754-O Nähte gute Verformbarkeit im Biegeversuch aufweisen, zeigen die geringen Bruchdehnungen der an FSW LEGIO™ 3ST ($A_t = 4,1$ %) und Deckel FS5 NC ($A_t = 7,6$ %) hergestellten Proben ein sprödes Verhalten. Ähnliche Charakteristika weisen die Schweißungen der Legierung EN AW-5754-O auf. Die an an FSW LEGIO™ 3ST und Heller MCH mit einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_x = 500$ mm/min und einer Drehzahl von $n = 2500$ 1/min gefügten Nähte können anhand ihrer hohen Bruchdehnungen von $A_t = 22,5$ %, respektive $A_t = 21,4$ % sowie der Verformbarkeit in Biegeversuch als duktil bewertet werden. Bei einer Reduktion der Drehzahl auf $n = 1000$ 1/min wird die Bruchdehnung der an Deckel F5 gefügten Verbindung auf $13,6$ % reduziert, während die Verformbarkeit der an den anderen Anlagen gefügten Proben nicht negativ beeinflusst ist.

Die Schweißungen der aushärtbaren Legierung EN AW-6016-T4 lassen sich nicht in das beschriebene Muster anordnen. Ihre Fügezonen haben eine maximale Bruchdehnung von 6 %. Somit sind sie wesentlich spröder als der Grundwerkstoff, der eine Bruchdehnung von 30 % aufweist. Die Interpretation dieser Ergebnisse bedarf weiterführender Untersuchungen, die in Kap. 4.3.3 aufgeführt sind.

4.3.3 Metallographische Untersuchungen an den FSW-Verbindungen

Für die Ermittlung der Versagensmechanismen bei der Zugprüfung der in Bild 56 dargestellten Schweißungen wurden metallo- und fraktographische Untersuchungen durchgeführt. Hiermit können die unterschiedlichen Ausprägungen der Mikrostruktur auf die verwendeten FSW-Parameter bzw. auf die Besonderheiten der eingesetzten Schweißanlagen bezogen werden. Dies erlaubt die Ableitung von Zusammenhängen zwischen dem Prozessablauf und den unterschiedlichen Randbedingungen, bei welchen der Fügevorgang durchgeführt wurde.

Die Querschliffe der an FSW LEGIO™ 3ST und Deckel 5F geschweißten Proben aus den 3,5 mm dicken Blechen der Legierung EN AW-5454-O sind paarweise in Bild 57 und Bild 58 dargestellt. Beim Vergleich der Fügezone fällt die unterschiedliche Ausbildung des Nugget-Bereichs auf. Während bei ISF-11-0074 und ISF-11-0075 die Gleichlauf- und die Gegenlaufseite der FSW-Naht deutlich unterscheidbar sind, haben die Schweißungen IMWF-11-00054 und IMWF-11-00056 eine eher symmetrische Struktur. Trotz ihrer morphologischen Unterschiede ist die Körnung im Nugget-Bereich der vier Schliffbilder vergleichbar. Sie ist wesentlich feiner als beim Grundwerkstoff und hat eine durchschnittliche Größe von $15 \mu\text{m}^2$.

Die Mikrostruktur der Schweißungen mit optimierungsbedürftigen mechanischen Eigenschaften ist durch große Poren geprägt, was ein Hinweis auf einen gestörten Materialflussverlauf in der Fügezone ist. Letzterer ist auf eine unzureichende Wärmebringung zurückzuführen, vgl. Kap. 2. Diese ist sowohl durch die niedrige Drehzahl als auch durch die hohe Vorschubgeschwindigkeit bedingt, mit welcher die Bleche gefügt wurden, siehe Gl. 6. Sie kann nicht unmittelbar durch ein ungünstiges Drehzahl-Vorschubgeschwindigkeitsverhältnis erklärt werden, da die mit dem gleichen Parametersatz auf der Heller MCH 250 gefügte FSW-Verbindung (iwb-44-0013) als qualitativ gut bewertet wurde.

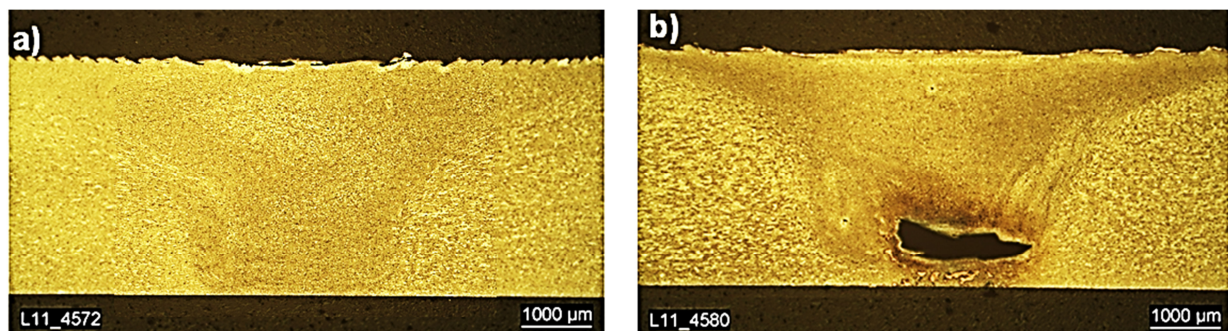


Bild 57: Querschliffe der FSW-Verbindung a) IMWF-11-00054 und b) IMWF-11-00056

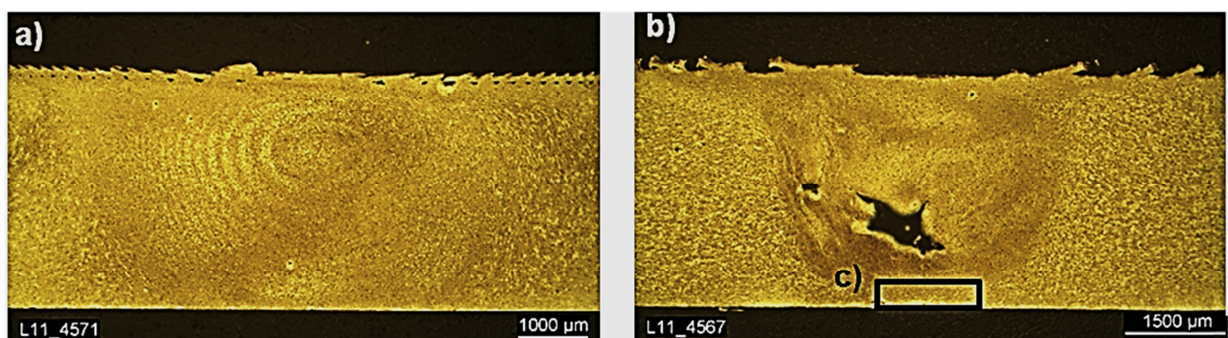


Bild 58: Querschliffe der FSW-Verbindung a) ISF-11-0074 und b) ISF-11-0075

Die reduzierte Wärmeeinbringung kann durch die Unterschiede in den gemessenen Werten der Anpresskräfte während des Schweißvorgangs erklärt werden. Trotz der gleichen Prozessparameter betragen letztere für iw-44-00013, IMWF-11-00056 und ISF-11-0075 entsprechend 5,6 kN, 5,1 kN und 4,9 kN. Als mögliche Ursache für diese Abweichungen können die Differenzen in der tatsächlichen Eintauchtiefe vom FSW-Werkzeug ins Material angesehen werden. Hinweise dafür sind ebenfalls den Schliffbildern zu entnehmen. So ist z. B. auf der unteren Seite der Schweißnaht in der Probe ISF-11-0075 ein Anriss erkennbar, vgl. Bild 59.

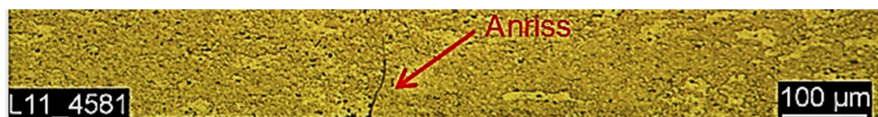


Bild 59: Ausschnitt aus Bild 58 b) offene Nahtwurzel der FSW-Verbindung ISF-11-0075

Letzterer befindet sich auf der Stoßlinie und ist ein Indiz dafür, dass die Schweißnahtwurzel beim FSW-Prozess nicht geschlossen werden konnte. Trotz der gleichen Pinlängeneinstellungen und Schweißparameter wurden bei der metallographischen Analyse der auf FSW LEGIO™ 3ST gefügten Verbindung IMWF-11-00056 keine Risse im Wurzelbereich detektiert.

Die Unterschiede in den Eintauchtiefen bei den Schweißverbindungen können nach Gebhard /ZAE09/, /AIF09/ mit den Nachgiebigkeiten der eingesetzten Versuchsanlagen erklärt werden. Seine Untersuchungen zeigen, dass die Verformung der Maschine eine Reduktion der tatsächlichen Eintauchtiefe des Schweißwerkzeugs ins Material zur Folge hat, vgl. Bild 11. Dadurch bedingt wird die tatsächliche Eintauchtiefe der, an der nachgiebigeren Anlage geschweißten Verbindung ISF-11-0075, geringer als die von IMWF-11-00056 und iw-44-00013. Als Folge dessen wird beim Fügen der Verbindung ISF-11-0075 die Schweißnahtwurzel nicht geschlossen.

Die gute Verformbarkeit der Verbindungen iw-44-00013, deren Biegeproben um 180° ohne das Auftreten von Rissen bzw. Bruch gebogen werden konnten, lässt sich ebenfalls mithilfe der unterschiedlichen Eintauchtiefen erklären. Aus Kap.4.2.3 ist bekannt, dass die Nachgiebigkeit des Bearbeitungszentrums Heller MCH 250 geringer als die von FSW LEGIO™ 3ST und Deckel F5 ist. Bei gleichen Einstellungen an den Anlagen resultiert deshalb eine größere tatsächliche Eintauchtiefe des Schweißwerkzeugs von Heller MCH 250 ins Material der Halbzeuge. Durch die größere Eintauchtiefe wird, im Gegensatz zu ISF-11-0075 und IMWF-11-00056, bei iw-44-00013 die für die gleichmäßige Ausbildung der Mikrostruktur in der Fügezone erforderliche

Wärmeeinbringung gewährleistet, was seinerseits die Bildung von Schweißfehlern verhindert.

Alle metallographisch untersuchten Schweißungen der Legierung EN AW-5754-O haben eine vergleichbare Gefügemorphologie, bei welcher der für das FSW typische asymmetrische Aufbau des Nuggets erkennbar ist, vgl. Bild 60 und Bild 61. Das Nugget ist wie bei den Verbindungen von EN AW-5454-O feinkörniger als das Grundmaterial. Die TMEZ und die WEZ sind jedoch aufgrund der geringen Auflösung des Lichtmikroskops schwer voneinander zu unterscheiden.

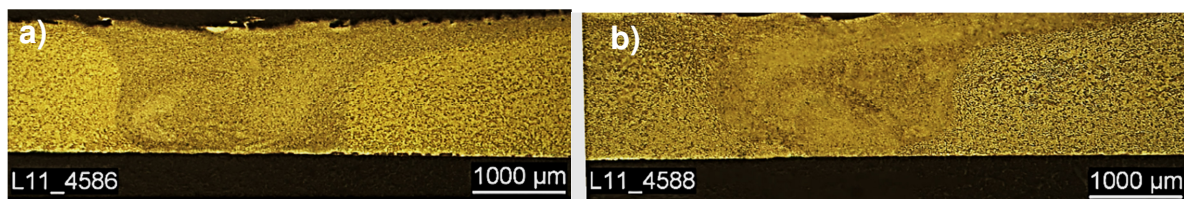


Bild 60: Querschliffe der FSW-Verbindung a) IMWF-22-0042 und b) IMWF-22-0044

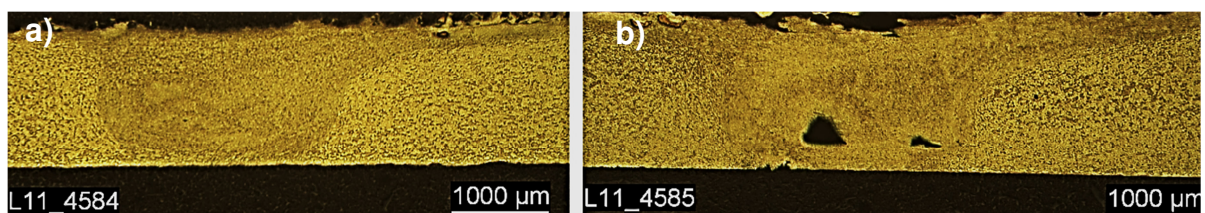


Bild 61: Querschliffe der FSW-Verbindung a) ISF-22-0048 und b) ISF-22-0047

Die Mikrostrukturausbildung der Verbindungen IMWF-22-0042 und ISF-22-0048, die mit einer Drehzahl von $n = 2500$ 1/min gefügt wurden, ist vergleichbar. Dahingegen weisen die Schliffbilder der mit $n = 1000$ 1/min hergestellten Schweißungen Unterschiede auf. Im Nuggetbereich von ISF-22-0047 sind Poren zu sehen, während das Gefüge von IMWF-22-0044 keine Schweißfehler aufweist. Die Poren im Gefüge von ISF-22-0047 werden auf die höhere Maschinennachgiebigkeit von Deckel F5 und der damit reduzierten Wärmeeinbringung in der Schweißnaht zurückgeführt.

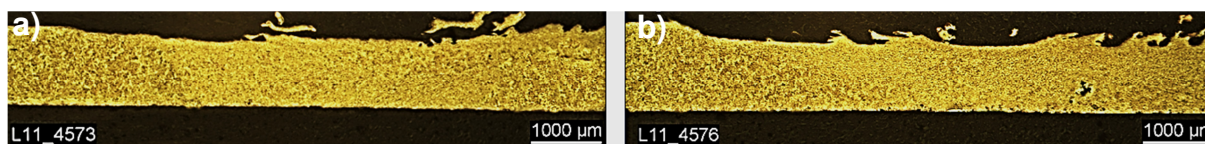


Bild 62: Querschliffe der FSW-Verbindung a) IMWF-33-0033 und b) IMWF-33-0032

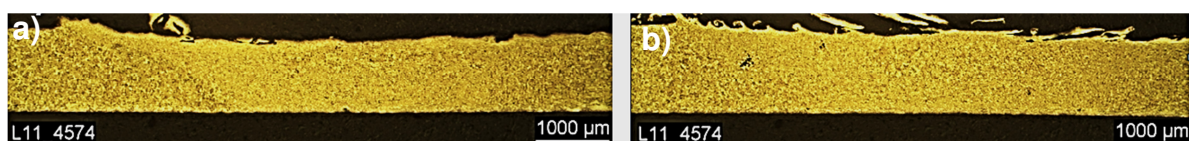


Bild 63: Querschliffe der FSW-Verbindung a) ISF-33-0031 und b) ISF-33-0030

Die Schlibfbilder der FSW-Verbindungen der aushärtbaren Legierung EN AW-6016-O sind in Bild 62 und

Bild 63 dargestellt. Ähnlich wie bei der Legierung EN AW-5754-O weisen die mit der höheren Drehzahl ($n = 3000$ 1/min) gefügten Verbindungen IMWF-33-0033 und ISF-33-0031 vergleichbare Gefügemorphologien auf, bei welchen die FSW typische Strukturen jedoch nicht gut ausgeprägt sind. In Bild 62 a) und

Bild 63 a) lässt sich jedoch erkennen, dass die Schweißnähte eine feinere Körnung in ihrer Mitte aufweisen. In den Schlibfbildern der mit $n = 2000$ 1/min hergestellten Schweißungen (IMWF-33-0032 und ISF-33-0030) ist aufgrund der relativ groben Körner in der Fügezone letztere schwer vom Grundwerkstoff zu unterscheiden, vgl. Bild 62 b) und

Bild 63 b). Auffällig ist, dass die Mikrostruktur der Verbindungen der Legierung EN AW-6016-T4 keine Schweißfehler wie Poren oder Kaltverschweißungen aufweist, die die schlechte Verformbarkeit der Verbindungen, vgl. Bild 56, erklären könnten.

Die oben aufgeführten metallographischen Untersuchungen wurden mit fraktographischen Analysen der Zugproben der FSW-Verbindungen ergänzt. Dabei konnte festgestellt werden, dass bei den Schweißungen, die gute mechanische Eigenschaften aufweisen, die gleichen Versagensmechanismen wie beim Grundwerkstoff auftreten. Als Beispiel dafür können die Bruchflächen der aus IMWF-11-00054 und ISF-11-00074 entnommenen Zugproben betrachtet werden. Ihre REM-Übersichtsaufnahmen sind in Bild 64 und Bild 65 dargestellt. In den Bildern sind raue, homogene Bruchflächen zu sehen, deren detaillierte Analyse bei der gegebenen Vergrößerungsstufe jedoch nicht möglich ist. Dafür wurden die in Bild 64 und Bild 65 markierten Bereiche als Detailaufnahmen in Bild 66 und Bild 67 dargestellt.

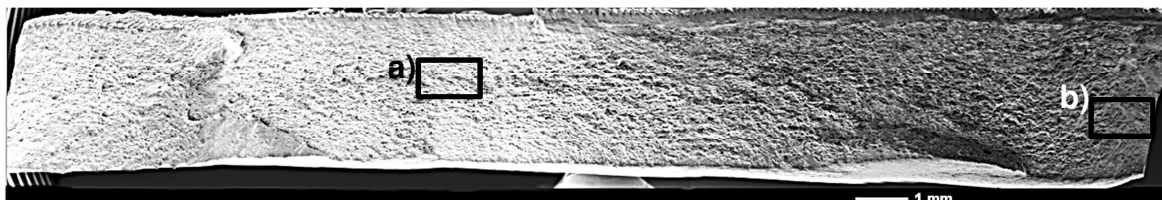


Bild 64: Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung IMWF-11-00054

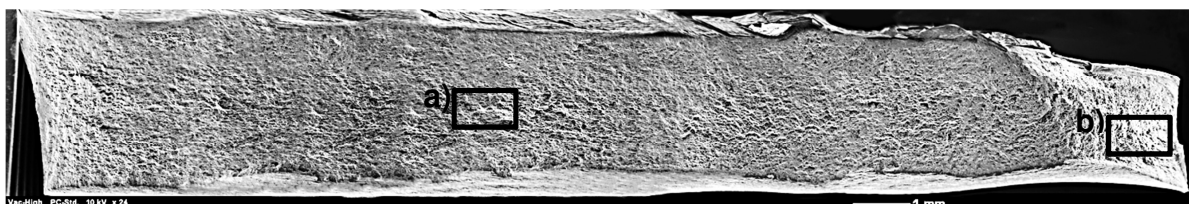


Bild 65: Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung ISF-11-00074

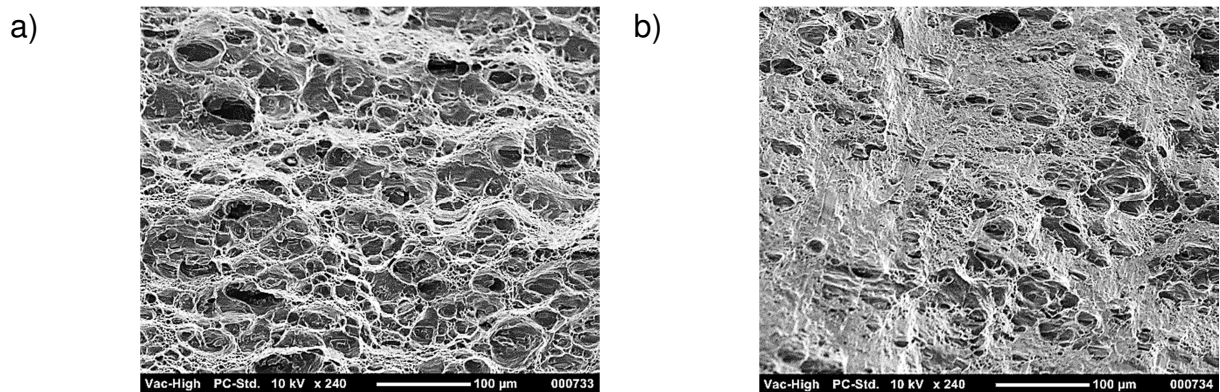


Bild 66: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-11-00054 a) Zugwaben in der Mitte und b) Scherwaben am Rand der Bruchfläche

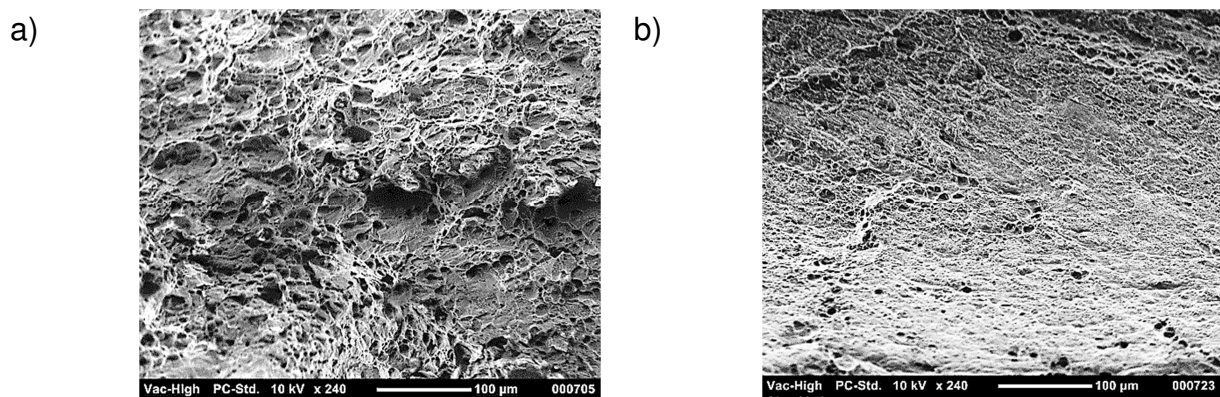


Bild 67: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-11-00074 a) Zugwaben in der Mitte und b) Scherwaben am Rand der Bruchfläche

Die Detailaufnahmen zeigen die Merkmale eines duktilen Bruchs. Darüber hinaus können, genau wie bei den fraktographischen Aufnahmen des Grundwerkstoffs, in der Mitte der Bruchfläche grubchenförmige Zugwaben und am Rande feinere, verzerrte Scherwaben beobachtet werden. Dies ist nach /OST07/ ein Hinweis dafür, dass das Versagen unter der Einwirkung der größten Normalspannungen in der Mitte der Probe beginnt. Bei der Vereinigung der Zugwaben in der Mitte entsteht die Normalbruchfläche, an welcher sich anschließend Scherbänder unter ca. 45° Neigung zur Zugrichtung und dementsprechend Scherwaben bilden /OST07/.

Die Bruchflächen der Zugproben der Verbindungen IMWF-11-00056 und ISF-11-00075, die mit einer höheren Vorschubgeschwindigkeit ($v_x = 500$ 1/min) und einer niedrigeren Drehzahl ($n = 1000$ 1/min) als IMWF-11-00053 und ISF-11-00074 gefügt wurden, sind in Bild 68 a) und b) dargestellt. Ihre Strukturen sind durch große Poren geprägt, die ebenfalls in den Querschliffen der Verbindungen erkennbar sind, vgl. Bild 57 b) und Bild 58 b). Die Unterschiede der Porenverteilungen entlang der

Schweißnaht werden in Bild 68 a) und b) ersichtlich. So kann auf der Bruchfläche von ISF-11-00075 eine Schlauchpore identifiziert werden, während die Bruchfläche von IMWF-11-00056 durch die Ansammlung von mehreren Poren geprägt ist.

Darüber hinaus sind in den Aufnahmen der Bruchflächen sägenförmige Segmente zu identifizieren, deren Wurzeln eine Länge von ca. 0,5 mm aufweisen.

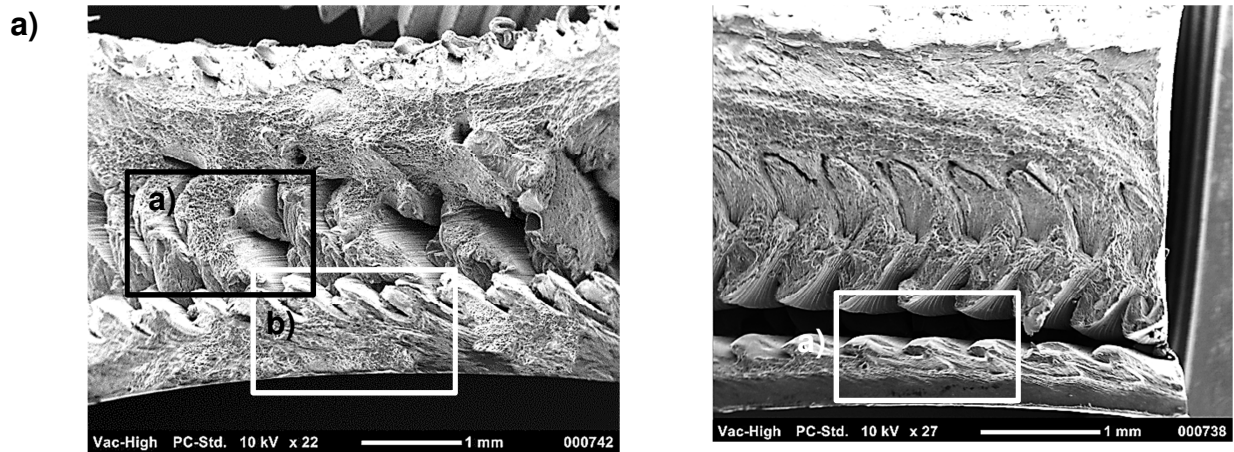


Bild 68: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindungen a) IMWF-11-00056 und b) ISF-11-00075

Die Detailaufnahmen der in Bild 68 a) und b) markierten Bereiche sind in Bild 69 und Bild 70 dargestellt. Ihr Vergleich zeigt weitere Unterschiede zwischen IMWF-11-00056 und ISF-11-00075 auf. So sind auf der Bruchfläche der Verbindung IMWF-11-00056 unter anderem Bereiche mit Scherwaben erkennbar. Letztere befinden sich sowohl in der Wurzel der Schweißnaht, vgl. Bild 69 a), als auch zwischen den Poren, vgl. Bild 69 b).

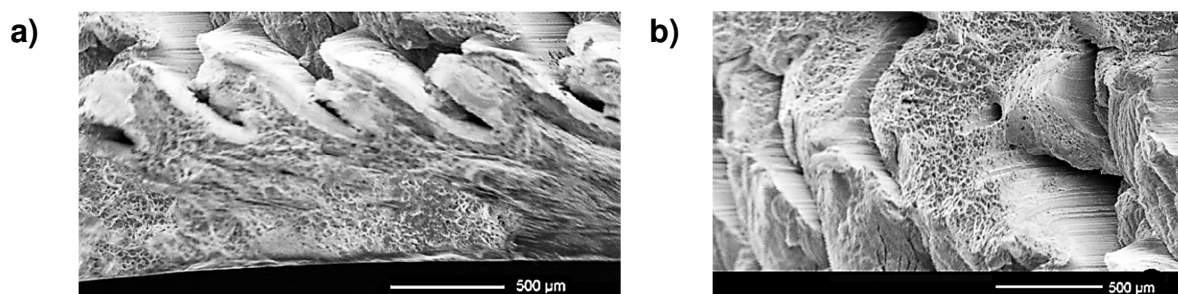


Bild 69: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-11-00056 a) Wurzelbereich und b) Bereich zwischen den Poren

Dahingegen zeigen die Detailaufnahmen der Schweißnahtwurzel von ISF-11-00075, dass letztere vom FSW-Prozess unbeeinflusst geblieben ist, vgl. Bild 70 a) und b). Hinweise dafür werden auch im Querschliff der Verbindung gefunden, vgl. Bild 59.

Die Ursachen für die Entstehung dieses Fehlers wurden bereits bei der Analyse von Bild 59 diskutiert.

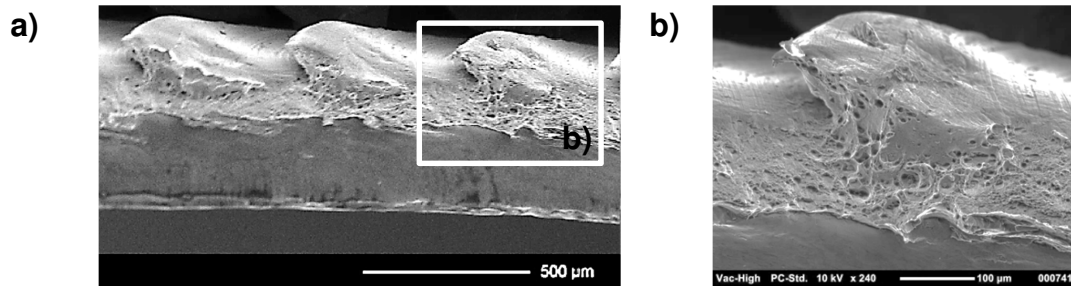


Bild 70: Fraktographische Detailaufnahmen des Wurzelbereichs der FSW-Verbindung ISF-11-00075 a) Maßstab 500 µm b) Maßstab 100 µm

In Bild 71 und Bild 72 sind Übersichtsaufnahmen von den Bruchflächen der aus den Schweißungen IMWF-22-00042 und ISF-22-00048 entnommenen Zugproben dargestellt.

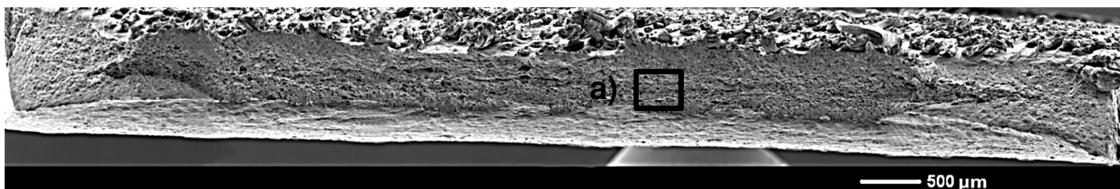


Bild 71: Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung IMWF-22-00042

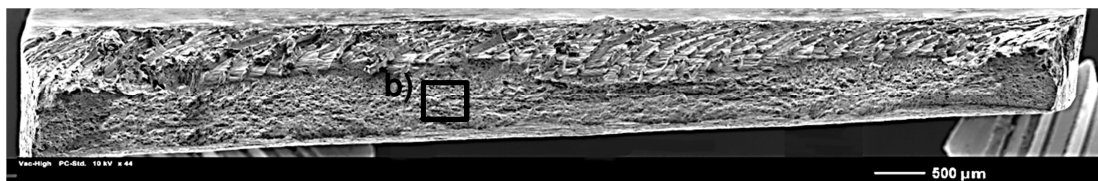


Bild 72: Übersichtsaufnahme der Bruchfläche der FSW-Verbindung ISF-22-00048

Die Bruchflächen sind homogen und unterscheiden sich nicht von denen des Grundwerkstoffs. Die entsprechenden Detailaufnahmen zeigen Scherweben, die über die gesamte Bruchfläche, inklusive der Probenmitte, verteilt sind, vgl. Bild 73 a) und b).

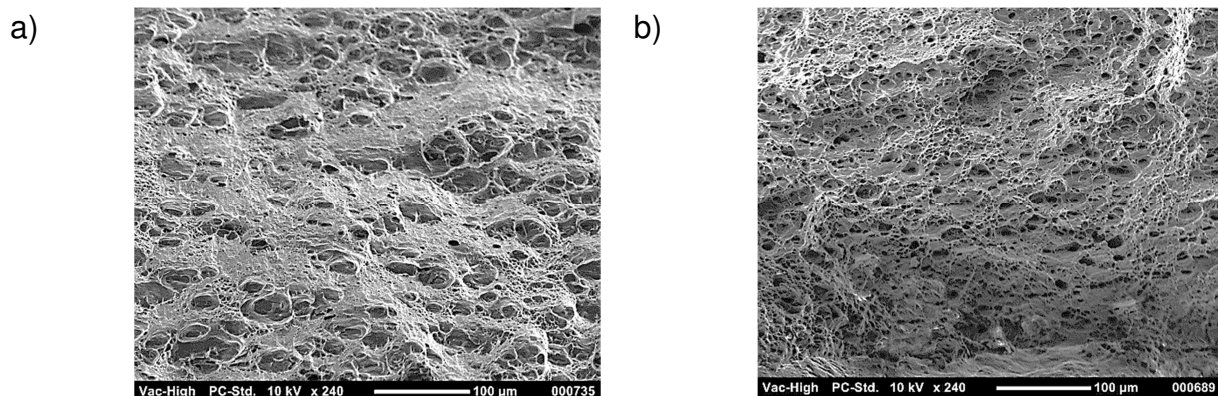


Bild 73: Fraktographische Detailaufnahmen a) der FSW-Verbindung IMWF-22-00042 und b) der FSW-Verbindung ISF-22-00048

Die fraktographischen Aufnahmen der Zugproben der FSW- Verbindungen IMWF-22-00044 und ISF-22-00047, die mit der gleichen Vorschubgeschwindigkeit wie IMWF-22-00042 und ISF-22-00048, aber mit niedrigeren Drehzahl ($n = 1000 \text{ 1/min}$) gefügt wurden, sind in Bild 74 und Bild 75 dargestellt.

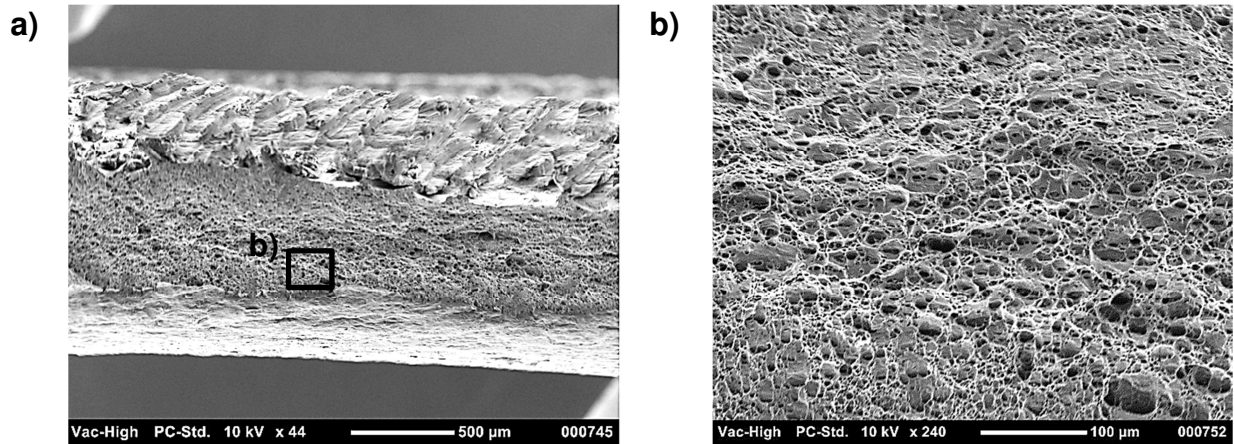


Bild 74: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-22-00048 a) Maßstab 500 µm b) Maßstab 100 µm

Die Bruchfläche der Schweißnaht IMWF-22-00048 ist durch Wabenstrukturen geprägt, vgl. Bild 74 b). Dies korrespondiert auch mit der hohen Duktilität der FSW-Verbindung, vgl. Bild 56. Dahingegen sind auf den fraktographischen Aufnahmen der Zugproben der Schweißung ISF-22-00047 sowohl Waben- als auch Spaltbruchanteile erkennbar. Spaltbruchflächen sind beispielsweise in Bild 75 b) unterhalb der Poren zu erkennen.

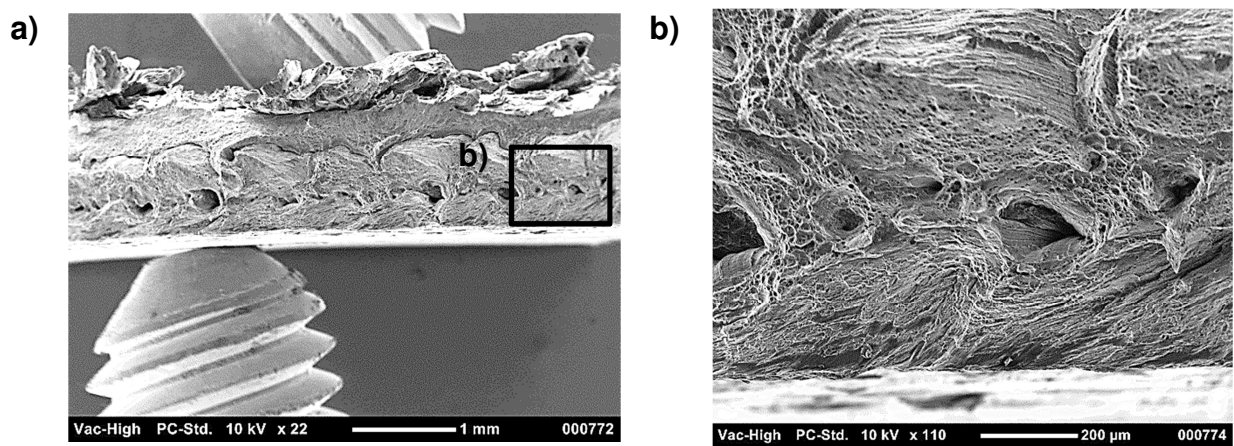


Bild 75: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-22-00047 a) Maßstab 1 mm b) Maßstab 200 µm

Die Analyse der Bruchflächen der FSW-Verbindungen der Legierung EN AW-6016-T4 zeigt Schweißfehler auf. Diese sind in den Querschliffen der Schweißungen nicht erkennbar, vgl. Bild 62 und

Bild 63.

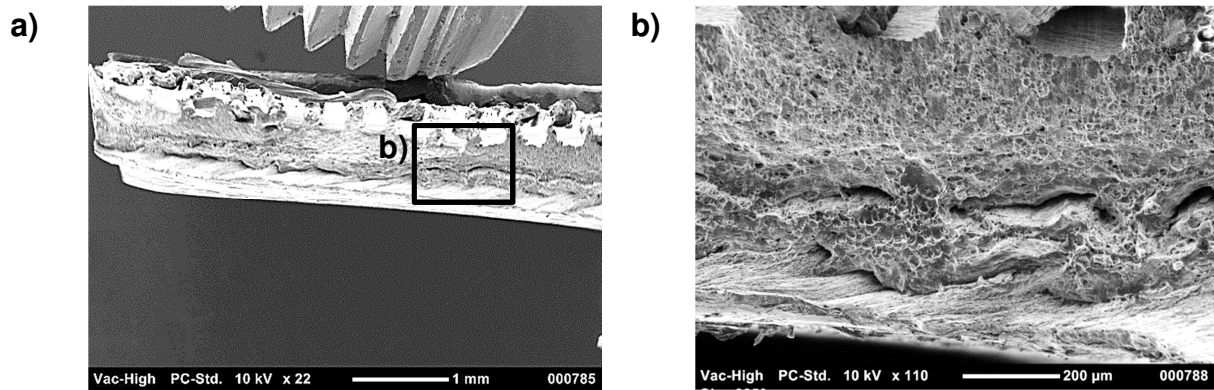


Bild 76: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung IMWF-33-00033
a) Maßstab 500 µm b) Maßstab 200 µm

Auf der Bruchfläche der Zugprobe, entnommen aus der Schweißnaht IMWF-33-00033, sind Poren identifizierbar. Letztere wurden, vermutlich unter der Einwirkung der Anpresskraft F_z , platt gedrückt. Ähnlich wie in Bild 75 b) sind unterhalb der Poren Spaltbruchflächen zu identifizieren. Die geringe Verformbarkeit der aus der Schweißnaht entnommenen Zugproben lässt sich somit durch die fehlerbehaftete Mikrostruktur und die Spaltbruchanteile erklären.

Auf den Bruchflächen der Zugproben, entnommen aus der Verbindung ISF-33-00032, sind keine Poren sichtbar, vgl. Bild 77. Die fraktographischen Aufnahmen zeigen jedoch Spaltbruchanteile. Diese sind in der unteren Hälfte von Bild 77 b) sowie in Bild 77 c) erkennbar und können als die Ursache für die mangelhaften Verformungseigenschaften der Verbindung betrachtet werden.

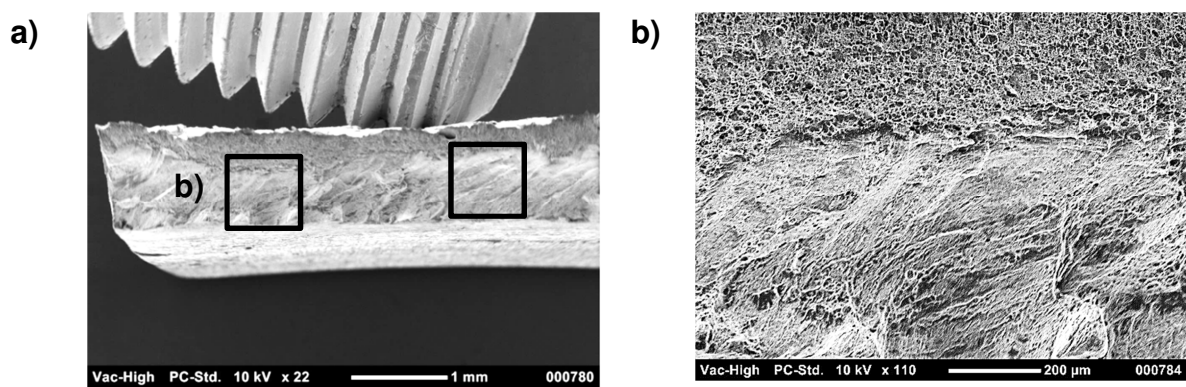


Bild 77: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-33-00032
a) Maßstab 1 mm b) Maßstab 200 µm

c)

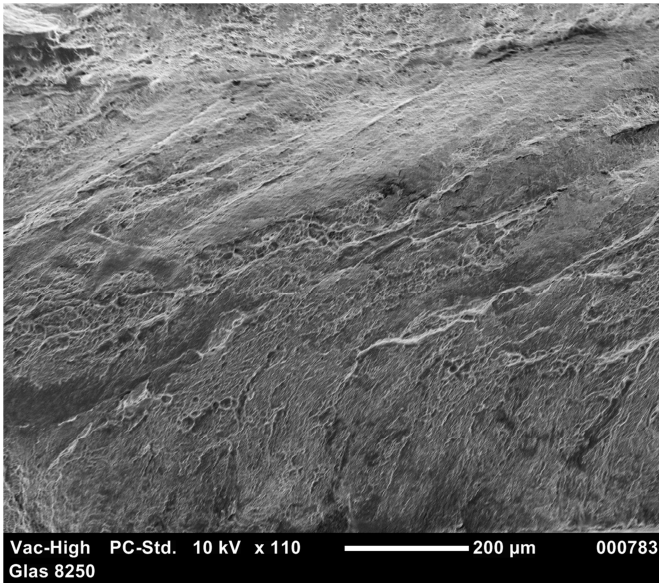


Bild 77: Fraktographische Detailaufnahmen der FSW-Verbindung ISF-33-00032
c) Maßstab 200 µm

5 Übertragbarkeit von Schweißparametern auf unterschiedliche Anlagen und Schweißsituationen

5.1 Analytische Übertragbarkeitsmodelle

In Kapitel 2 ist dargestellt, dass eine der Ursachen für die begrenzte Übertragbarkeit von Schweißparametern auf unterschiedlich steife Anlagen die Maschinenverformung während des positionsgeregelten Schweißbetriebs und die dadurch verursachte Reduktion der eingestellten Eintauchtiefe ist. Hinweise dafür konnten sowohl bei der Analyse der während des FSW-Prozesses aufgenommenen Anpresskräfte, vgl. Bild 40, als auch bei den mikrostrukturellen Untersuchungen gewählter Schweißverbindungen in Kapitel 4.3.3 gefunden werden.

Die vorhandenen Forschungsarbeiten zu dieser Thematik wurden bereits in Kapitel 2 dargestellt. Es wurde dabei angemerkt, dass die Anwendung der aktuellen Übertragbarkeitsmodelle mit einem großen experimentellen Aufwand verbunden ist. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass die Realität durch diese Modelle nur bedingt abgebildet wird. Als Beispiel dafür kann das in Bild 11 dargestellte Diagramm gesehen werden, das für die 3,5 mm dicken Bleche der naturharten Aluminiumlegierung EN AW-5454-O erstellt wurde. Das Diagramm zeigt, dass bei einer Anlagennachgiebigkeit von $3,0 \cdot 10^{-8}$ m/N und einer eingestellten Eintauchtiefe von 0,375 mm die tatsächliche Eintauchtiefe nur 0,1 mm beträgt. Letzteres bedeutet, dass bei einem weggeregelten Schweißbetrieb in der Programmierung der Maschine mehr als das Dreifache der erforderlichen Eintauchtiefe eingestellt werden muss, damit eine Durchschweißung erfolgt. Die Nachgiebigkeit der an der MPA Universität Stuttgart verwendeten Schweißanlage FSW LEGIO™ 3ST beträgt $3,0 \cdot 10^{-8}$ m/N. Im Rahmen dieser Arbeit wurden mehrere Schweißungen der 3,5 mm dicken Bleche der Legierung EN AW-5454-O auf FSW LEGIO™ 3ST hergestellt. Hierfür wurden zum Erzielen einer Durchschweißung nicht die 3-fachen Beträge der erforderlichen Eintauchtiefe an der Maschine programmiert.

Für die Erklärung der Diskrepanz zwischen den in Bild 11 dargestellten Zusammenhängen und der Praxis wurde die Vorgehensweise bei der Ermittlung der in Bild 11 dargestellten Kennfelder analysiert. Dabei konnte festgestellt werden, dass im Ansatz zur Bestimmung der realen Eintauchtiefe als Funktion der Nachgiebigkeit, die FSW-Anlage als Feder modelliert wurde, welche unter der Einwirkung der Anpresskraft eine Verformung erfährt, siehe Bild 78. Die tatsächliche Eintauchtiefe wurde

somit in Gl. 2 als die Differenz zwischen der eingestellten Eintauchtiefe und der Maschinenverformung dargestellt.

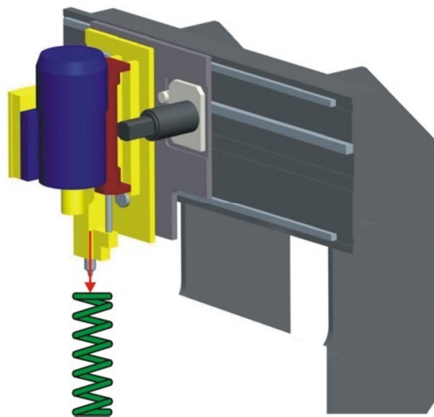


Bild 78: Eintauchtiefe als Funktion der Anlagennachgiebigkeit (Modell 1)

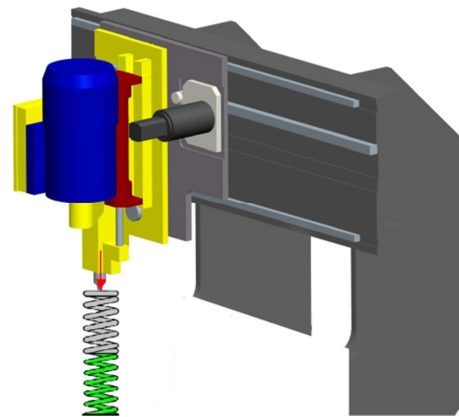


Bild 79: Eintauchtiefe als Funktion der Anlagen- und der Werkstoffnachgiebigkeit (Modell 2)

Unter der Einwirkung der Anpresskraft werden in der Realität nicht nur die Schweißanlage, sondern auch die zu fügenden Halbzeuge verformt. Das Modell zur Ermittlung der Eintauchtiefe in Abhängigkeit von der Nachgiebigkeit muss entsprechend unter Berücksichtigung der Abmessungen und der Eigenschaften der zu schweißenden Materialien bzw. Bauteile erweitert werden. Zu diesem Zweck wurde in dieser Arbeit das Anlagen-Werkstoffsystem als zwei Federsystem dargestellt, vgl. Bild 79. Die erste Feder bildet dabei die Maschinen- und die zweite Feder die Halbzeugnachgiebigkeit ab. Unter der Einwirkung der Anpresskraft verformt sich somit, im Gegensatz zum bereits betrachteten Ansatz, nicht nur die Maschine, sondern das Gesamtsystem (Maschine und Halbzeug/Blech).

5.1.1 Übertragbarkeit auf unterschiedliche Materialien und Blechdicken

Die Herleitung der Zusammenhänge zwischen der Verformung des Gesamtsystems und den Anpresskräften im Zweifedermodell bedarf der mathematischen Beschreibung der Halbzeuge. In dieser Beschreibung sollen sowohl die Material- als auch die geometrischen Eigenschaften der Halbzeuge enthalten sein, da nur auf diese Weise über die Ermittlung der Verformung des Schweißsystems Maschine-Halbzeug hinaus die Übertragbarkeit von FSW-Parametern auf unterschiedliche Blechdicken und Werkstoffe ermöglicht werden kann.

In der herkömmlichen Federgleichung wird die Federrate bzw. Steifigkeit k als das Produkt der Materialeigenschaften und der Federabmessungen dargestellt /Ass04/.

$$k = \frac{E \cdot A_F}{l_{0F}} \quad (\text{Gl. 7})$$

Die Werkstoffabhängigkeit der Federrate ist durch den E-Modul repräsentiert. Die Anfangslänge und die Fläche der Feder sind entsprechend mit l_{0F} und A_F bezeichnet. Die mathematische Beschreibung der zu schweißenden Halbzeuge als Feder basiert auf Gl. 7 und lässt sich wie folgt darstellen:

$$k_b = \frac{E \cdot A}{l_0} \quad (\text{Gl. 8})$$

Dabei sind k_b und E , analog zu Gl. 7 die Bauteilsteifigkeit und der E-Modul des Halbzeugmaterials. Die Begriffe Auflagefläche A und Anfangslänge l_0 werden im Folgenden eingeführt und mithilfe von Beispielen veranschaulicht.

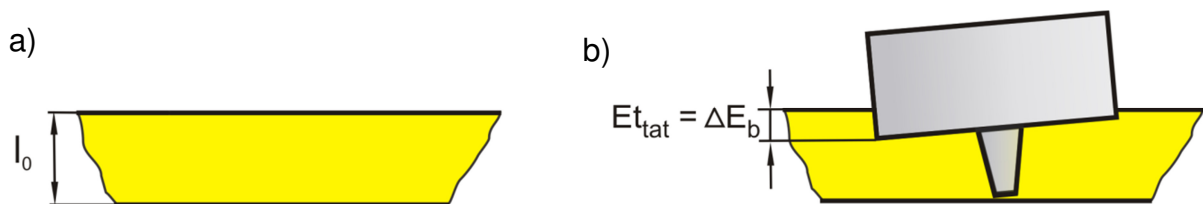


Bild 80: Schematische Darstellung der a) Anfangslänge l_0 und b) der Verformung ΔE_b des Bauteils/Halbzeugs

Vor dem Beginn der Eintauchphase des Werkzeugs ins Material hat das in Bild 80 a) dargestellte Halbzeug eine Dicke von l_0 . Wird das Halbzeug als Feder betrachtet entspricht letztere der Anfangslänge l_{0F} der unbelasteten Feder aus Gl. 7. Während des Schweißvorgangs wird das Werkzeug ins Blech eingedrückt, woraus die Bauteil- / Halbzeugverformung ΔE_b resultiert. Letztere kann der tatsächlichen Eintauchtiefe des Werkzeugs ins Material gleichgesetzt werden und ist ein wichtiger Faktor bei der Übertragbarkeit von FSW-Parametern auf unterschiedliche Schweißsituationen. Ihre Ermittlung als Funktion der Bauteilsteifigkeit k_b wird im Rahmen dieses Kapitels behandelt und ist eine wichtige Voraussetzung für die Erstellung des Zweifederübertragbarkeitsmodells.

Für die Bestimmung der Bauteilsteifigkeit k_b ist die Ermittlung der Auflagefläche A notwendig. Letztere wird als die Schnittfläche zwischen dem Schweißwerkzeug und dem Halbzeugmaterial definiert. Sie kann als Funktion der Halbzeugverformung ΔE_b bzw. der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{tat}}$ und der Werkzeugabmessungen dargestellt werden. In Bild 81 ist die Auflagefläche in der Seitenansicht des FSW-Werkzeugs, das ins Halbzeug eingetaucht ist, als rote durchgezogene Linie dargestellt. Die entsprechende Draufsicht zeigt die Abmessungen der Auflagefläche A . In dem betrachteten Fall besteht sie aus zwei Teilflächen entsprechend der Schnittfläche des Halbzeugs mit der Werkzeugschulter und mit dem Werkzeugpin.

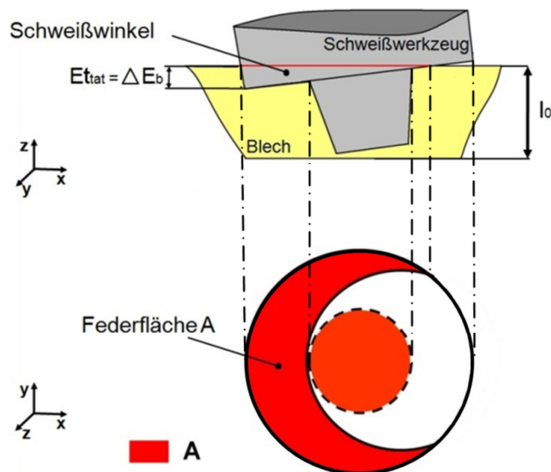


Bild 81: Federfläche A als Funktion der Werkzeuggeometrie und der Eintauchtiefe

Es sei hier explizit darauf hingewiesen, dass Bild 81 nur ein exemplarisches Beispiel für die Form der Auflagefläche A ist. Letztere kann sich in Abhängigkeit von der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ ändern und muss entsprechend fallabhängig bestimmt werden. Ihre genaue Herleitung für die im Projekt verwendeten Werkzeuggeometrien ist dem Anhang 8.5 zu entnehmen.

Die Definition der Auflagefläche A und der Anfangslänge l_0 erlauben die Bestimmung der Blechsteifigkeit k_b als Funktion der Halbzeugdicke und des Elastizitätsmoduls. Die direkte Übertragbarkeit von Gl. 8 zur Charakterisierung der Blechsteifigkeit beim Schweißprozess ist jedoch nicht ohne weiteres möglich. Dies liegt daran, dass sie ein rein elastisches Bauteilverhalten beschreibt. Es wird angenommen, dass das Bauteil, analog zu einer Feder, unter Belastung nachgibt und nach Entlastung - seine ursprüngliche Gestalt annimmt /DAN09/. Beim Rührreibschweißen wird das Material überelastisch beansprucht, was der beschriebenen Modellbildung widerspricht. Demnach ist zum Erfassen der Blechsteifigkeit die Bestimmung eines passenden Werkstoffkennwerts notwendig, der den E-Modul bei einer plastischen Beanspruchung ersetzt. Als besser passende Werkstoffcharakteristik hat sich der Sekantenmodul S erwiesen. Der Sekantenmodul ist als die Steigung vom Ursprung bis zu einem beliebigen Punkt der Spannungs-

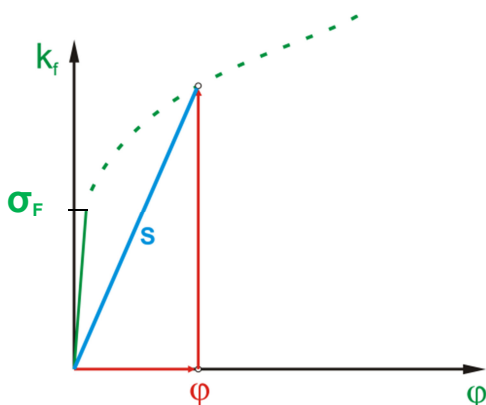


Bild 82: Grafische Darstellung des Sekantenmoduls S

Dehnungskurve definiert /CLO10/.

Bild 82 zeigt eine wahre Fließkurve, in der der Sekantenmodul für die vorgegebene Formänderung φ eingezeichnet ist. Der linear-elastische Bereich der Fließkurve ist mit einer grünen durchgezogenen Linie dargestellt, der plastische Bereich entsprechend mit einer grünen gestrichelten Linie.

Die mathematische Beschreibung des Sekantenmoduls ist in Gl. 9 angegeben. Dort ist der Sekantenmodul als der Quotient zwischen der Änderung der wahren Spannung σ_w und der Formänderung φ gegeben:

$$S = \frac{\sigma_w}{\varphi} \quad (\text{Gl. 9})$$

Der zur Berechnung der Blechsteifigkeit k_b notwendige Sekantenmodul wird analog zu Bild 82 mithilfe der Formänderung φ des Materials bei einer gegebenen Eintauchtiefe berechnet. Die Formänderung kann als Funktion der technischen Dehnung ε dargestellt werden:

$$\varphi = \ln\left(1 + \frac{\Delta l}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (\text{Gl. 10})$$

l_0 und Δl sind dabei die Anfangslänge und die Längenänderung.

Wird Gl. 10 für das in Bild 80 illustrierte Halbzeug aufgestellt, entsprechen l_0 und ΔE_b der Blechdicke und der Verformung des Halbzeugs nach dem Eintauchen des Schweißwerkzeugs. Die Verformung ΔE_b wurde bereits der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{\text{tat}}}$ gleichgesetzt. Die Formänderung für das Halbzeug ergibt sich somit zu:

$$\varphi_B = \ln\left(1 + \frac{\Delta E_b}{l_0}\right) = \ln\left(1 + \frac{E_{t_{\text{tat}}}}{l_0}\right) \quad (\text{Gl. 11})$$

Zur Berechnung des Sekantenmoduls ist nun die Bestimmung der dazugehörigen Spannung σ_w erforderlich. Letztere wird aus der wahren Fließkurve der zu verschweißenden Materialien entnommen, deren mathematische Beschreibung mittels der Ludwik- Gleichung erfolgt:

$$\sigma_w = \sigma_F + C_L \cdot \varphi_{\text{pl}}^{n_L} \quad (\text{Gl. 12})$$

wobei σ_F und φ_{pl} die Fließspannung und der plastische Anteil der Formänderung sind. Die Werkstoffkonstanten C_L und n_L werden durch Einsetzen der Koordinaten zweier Punkte im Verfestigungsbereich der Fließkurve bestimmt [Iss95]. Der Exponent n_L ist dimensionslos, die Konstante C_L hat die Dimension einer Spannung.

Der Sekantenmodul kann dann gemäß

$$S = \frac{\sigma_w}{\varphi} = \frac{\sigma_F + C_L \cdot \varphi_{\text{pl}}^{n_L}}{\ln\left(1 + \frac{E_{t_{\text{tat}}}}{l_0}\right)} \quad (\text{Gl. 13})$$

dargestellt werden.

Die Blechsteifigkeit k_b für überelastisch beanspruchte Materialien kann durch Einsetzen von Gl 13 in Gl 9 und somit durch die Substitution des E-Moduls mit dem Sekantenmodul wie folgt umgeformt werden:

$$k_b = \frac{S \cdot A}{I_0} = \frac{(\sigma_F + C_L \cdot \varphi_{pl}^{n_l}) \cdot A}{\ln\left(1 + \frac{Et_{\text{tat}}}{I_0}\right) \cdot I_0} \quad (\text{Gl. 14})$$

Damit lassen sich die wesentlichen Einflussgrößen auf die Blechsteifigkeit veranschaulichen. Das sind zum einen die Halbzeugabmessungen, repräsentiert durch die Blechdicke I_0 , zum anderen die Materialeigenschaften, repräsentiert durch den Sekantenmodul S . Darüber hinaus erlaubt Gl. 14 eine quantitative Beurteilung des Einflusses dieser Größen auf die Blechsteifigkeit k_b . Bei einer Erhöhung der Blechdicke wird nach Gl. 14 die Bauteilsteifigkeit k_b reduziert. Die Erhöhung der Festigkeit des Halbzeugwerkstoffs führt hingegen zu einer Steigerung des Sekantenmoduls und somit auch der Bauteilsteifigkeit.

Die Bauteilsteifigkeit kann als der Halbzeugwiderstand gegen das Eintauchen des FSW-Werkzeugs auf einer vorgegebenen Eintauchtiefe Et interpretiert werden. Somit ist sie eine der wesentlichen Einflussgrößen auf die Anpresskraft bei einem positionsgeregeltem Rührreißschweißprozess. Die Erhöhung der Bauteilsteifigkeit spiegelt sich in dem Anstieg der Anpresskraft wieder. Daher erweisen sich die Blechdicke I_0 und die Festigkeit des Materials als wesentliche Einflussgrößen nicht nur auf k_b , sondern auch auf die Anpresskräfte.

Die Betrachtung des Halbzeugs als eine elastisch-plastische Einheit mit der Steifigkeit k_b erlaubt die Darstellung der Anpresskraft als Produkt aus der wahren Spannung σ_w und der Auflagefläche A zwischen Bauteil und Werkzeug.

$$F_z = \sigma_w \cdot A = (\sigma_F + C_L \cdot \varphi_{pl}^{n_l}) \cdot A \quad (\text{Gl. 15})$$

Mithilfe von Gl. 15 wurden die Anpresskräfte bei einer Reihe von vorgegebenen Eintauchtiefen für unterschiedliche Werkstoff- und Blechdickenkombinationen berechnet. Für die analytische Ermittlung der Anpresskräfte wurden die mithilfe der Ludwick-Gleichung dargestellten Fließkurven der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 verwendet. Es sei hier darauf hingewiesen, dass für den Vergleich die bei Raumtemperatur aufgenommenen Fließkurven eingesetzt wurden, da die entsprechende Datenbasis bei höheren Temperaturen nicht für alle der oben aufgezählten Legierungen zur Verfügung stand. Die auf diese Weise berechneten Werte der Anpresskräfte sind aus diesem Grund höher als die Kräfte, die sich bei

höheren Temperaturen einstellen werden. Der Werkstoffmechanische Grund hierfür ist die Abnahme der Fließspannung σ_F mit Erhöhung der Temperatur. Die Berechnung der Anpresskraft bei Prozesstemperaturen erfolgt ebenfalls nach Gl. 15, jedoch unter Berücksichtigung der Fließkurve des entsprechenden Warmzugversuchs. Die Vorgehensweise bei der Übertragbarkeit der hier dargestellten Verhältnisse auf höhere Temperaturen ist in Kapitel 5.1.4 im Detail vorgestellt.

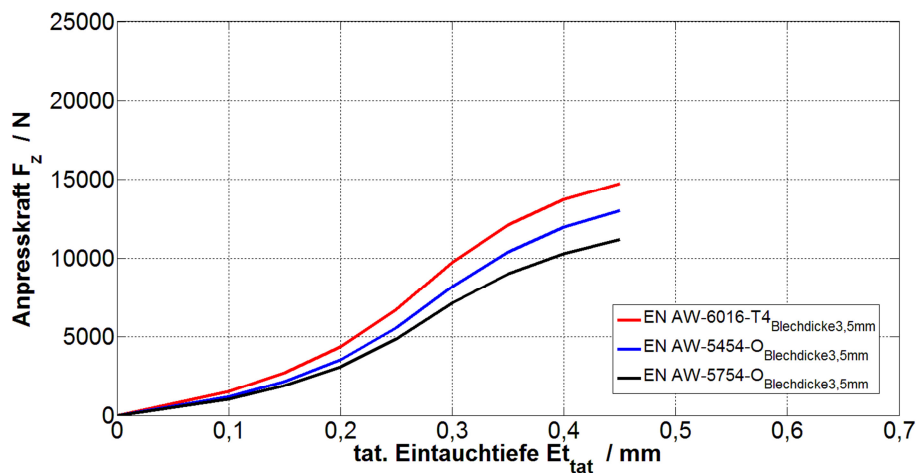


Bild 83: Analytisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Legierungen mit einer Blechdicke von 3,5 mm

In Bild 83 sind die nach Gl. 15 ermittelten Verläufe der Anpresskräfte für die Legierungen EN AW-5754-O, EN AW-5454-O und EN AW-6016-T4 grafisch dargestellt. Die für ihre Berechnung verwendete Blechdicke l_0 beträgt 3,5 mm. Ihr konstanter Betrag erlaubt die Darstellung des Festigkeitseinflusses der unterschiedlichen Materialien auf die Anpresskraft. Anhand der in Kap. 4.1.2 durchgeführten Charakterisierung der verwendeten Legierungen wurden letztere nach ansteigender Festigkeit wie folgt angeordnet: EN AW-5754-O ($R_{p0,2} = 93$ MPa, $R_m = 215$ MPa), EN AW-5454-O ($R_{p0,2} = 110$ MPa, $R_m = 240$ MPa), EN AW-6016-T4 ($R_{p0,2} = 134$ MPa, $R_m = 240$ MPa). Die entsprechenden Koeffizienten der Ludwick-Gleichung für die jeweiligen Werkstoffe sind dem Anhang 8.6 zu entnehmen.

Bild 83 bestätigt die bereits angesprochene Tendenz. Mit Zunahme der Festigkeit und somit der Blechsteifigkeit k_b wächst der Bauteilwiderstand gegen das Eintauchen des Werkzeugs, woraus eine Erhöhung der Anpresskräfte resultiert.

Bild 84 zeigt die analytisch berechneten Verläufe der Anpresskräfte für die Legierung EN AW-6016-T4 mit deren Hilfe der Blechdickeneinfluss auf die Anpresskraft veranschaulicht wird. Laut Gl. 14 nimmt die Bauteilsteifigkeit k_b mit steigender Blechdicke

ab, was zu einer Reduktion des Bauteilwiderstands gegen das Eintauchen des Werkzeugs und folglich zu einer Abnahme der Anpresskräfte führt.

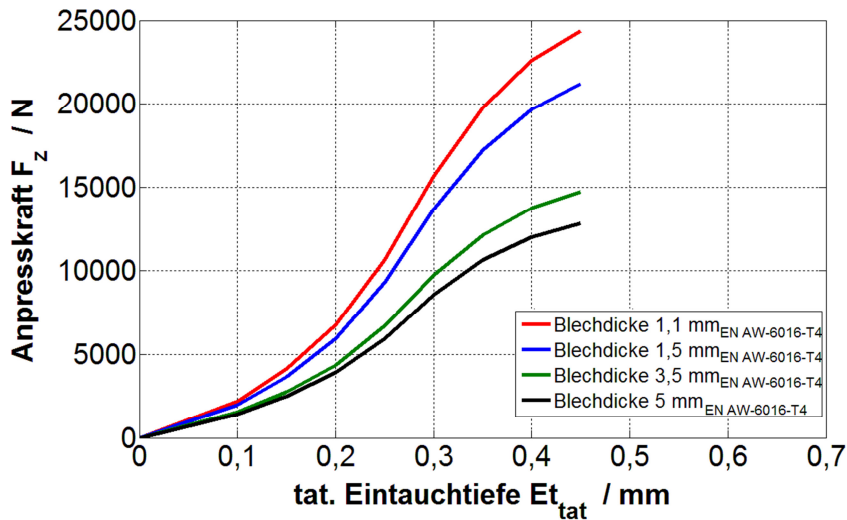


Bild 84: Analytisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Blechdicken der Legierung EN AW-6016-T4

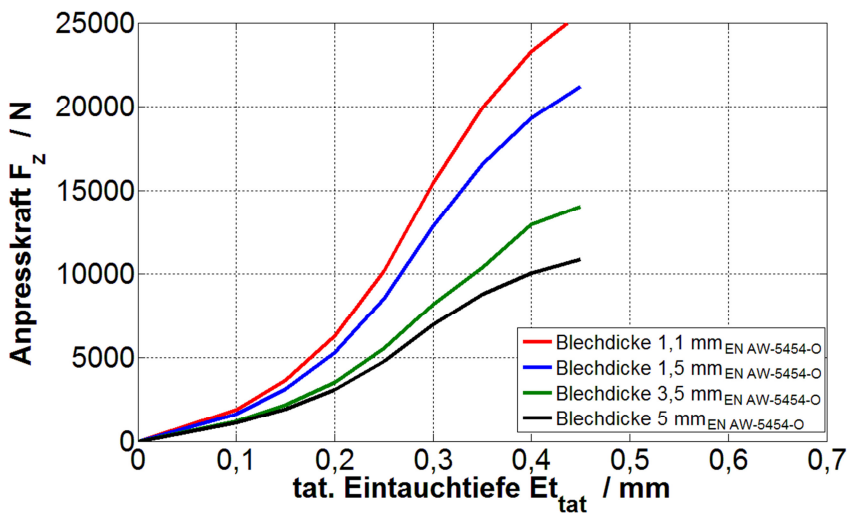


Bild 85: Analytisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Blechdicken der Legierung EN AW-5454-O

Dasselbe Verhalten kann den in Bild 85 dargestellten Verläufe der Anpresskräfte für die Legierung EN AW-5454-O abgelesen werden. Der Vergleich der Anpresskräfte aus Bild 84 und Bild 85 für die selben Blechdicken bestätigt ihre Werkstoffabhängigkeit. So ist z. B. bei einer Blechdicke von 5 mm und einer tatsächlichen Eintauchtiefe von 0,4 mm die Anpresskraft für die Legierung EN AW-5454-O 10 kN und die für die festere EN AW-6016-T4 entsprechend 12 kN.

5.1.2 Experimentelle und FEM-unterstützte Validierung des Analytischen Modells zur Bestimmung der Anpresskraft als Funktion des Werkstoffs und der Halbzeugdicke

Die quantitative Überprüfung der in Gl. 14 und Gl. 15 dargestellten Zusammenhänge und somit der Aussagekraft der entsprechenden analytischen Ansätze wurde mithilfe von numerischen und experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Der Umfang der experimentellen Untersuchungen wurde durch die vorhandenen Halbzeuge begrenzt, sodass z. B. die experimentelle Ermittlung des Blechdickeneinflusses auf die Anpresskraft nicht möglich war, da die Halbzeuge jeder Legierung jeweils nur in einer Blechdicke vorlagen. Analog konnte die experimentelle Ermittlung des Werkstoffeinflusses auf die Anpresskraft nicht realisiert werden, da die Blechdicken der Halbzeuge der einzelnen Legierungen ebenfalls unterschiedlich waren. (Die Halbzeuge der Legierung EN AW-5454-O lagen in einer Blechdicke von 3,5 mm vor, die der Legierungen EN AW-5454-O und EN AW-5454-O entsprechend in einer Blechdicke von 1,5 mm und 1,1 mm). Aus diesem Grund wurden numerische Modelle erstellt, die die experimentellen Untersuchungen nachbilden und gleichzeitig die Simulation des Eintauchens des FSW-Werkzeugs in Halbzeugen mit variierenden Dicken und Werkstoffen ermöglichen.

Bei der experimentellen Validierung der in Gl. 14 und Gl. 15 dargestellten Zusammenhänge wurde das Schweißwerkzeug mit einer konstanten Geschwindigkeit von 0,01 mm/min bis zu einer vorgegebenen Eintauchtiefe ins Halbzeug eingeführt und dabei die resultierende Anpresskraft aufgezeichnet. Diese quasistatische Versuchsanordnung (keine Vorschubbewegung des Schweißkopfs in x-Richtung, $v_x = 0$ mm/min) erlaubt die Erfassung der Maschinenverformung $\Delta L_{\text{Maschine}}$ mithilfe einer Messuhr, vgl. Bild 31. Auf dieser Basis ist die Berechnung der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{\text{at}}}$ als die Differenz zwischen der eingestellten Eintauchtiefe E_t und der Maschinenverformung $\Delta L_{\text{Maschine}}$ möglich.

Um die Einflüsse der Temperatur auf die gesuchten Zusammenhänge in diesem Validierungsschritt auszuschließen, wurde das Experiment mit einem nicht rotierenden Werkzeug durchgeführt. Die Rotation des Werkzeugs und die daraus resultierende Reibung zwischen Schulter und Material führen aufgrund der Wärmeeinbringung zu einem Temperaturanstieg, der die Quantifizierung der Blechdicken- und Werkstoffeinflüsse auf die Anpresskraft erschwert. Aufgrund der Durchführung der Versuche bei Raumtemperatur sind die Anpresskräfte wesentlich höher als beim FSW-Vorgang. Um eine dadurch bedingte Zerstörung des Pins auszuschließen, wurden die Experi-

mente mit einem Werkzeug ohne Pin durchgeführt. In Bild 86 ist exemplarisch der experimentell ermittelte Verlauf der Anpresskraft über die tatsächliche Eintauchtiefe für das 3,5 mm dicke Blech der Legierung EN AW-5454-O dargestellt.

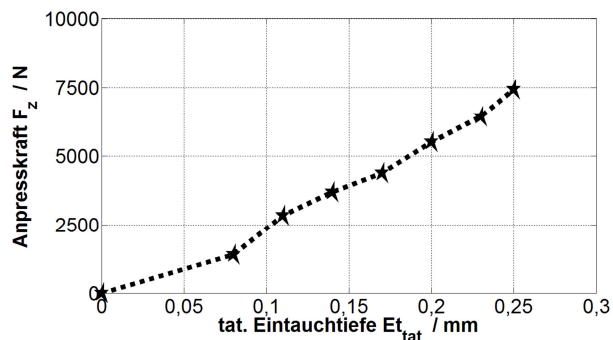


Bild 86: Experimentell ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für das 3,5 mm dicke Blech der Legierung EN AW-5454-O

Die numerischen Modelle des Eintauchvorgangs bilden die Randbedingungen der experimentellen Untersuchungen ab. Sie wurden mit Abaqus / EXPLICIT erstellt. Abaqus / EXPLICIT ist ein kommerzielles Produkt für die Finite-Element-Analyse, das vorzugsweise für die Beschreibung von Umformprozessen eingesetzt wird. Bei den Umformprozessen sowie beim Eintauchen des Schweißwerkzeugs ins Halbzeug müssen große Verformungen abgebildet werden. Für die Lösung solcher Probleme haben sich in der Praxis die expliziten Algorithmen etabliert /ABQ07A/.

Nach der Festlegung von Abaqus / EXPLICIT als Lösungsalgorithmus für die numerische Nachbildung des Eintauchvorgangs wurden das FSW-Werkzeug, das Halbzeug und eine Unterlage, auf die das Halbzeug aufliegt, modelliert. Das Modell ist in Bild 87 dargestellt.

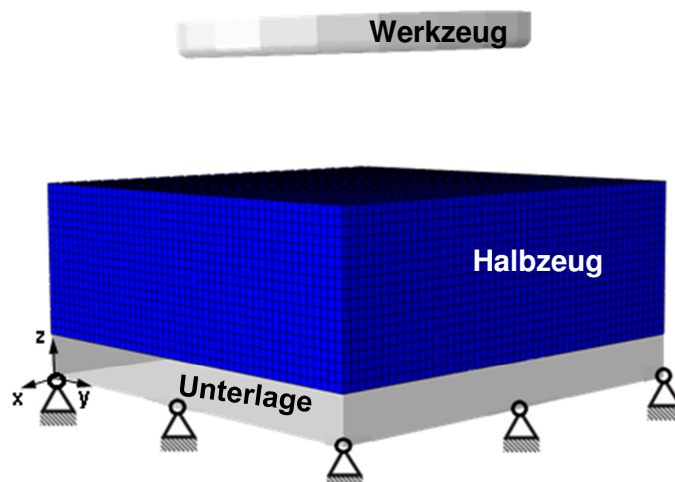


Bild 87: Aufbau des numerischen Modells zur Bestimmung der Anpresskraft als Funktion des Werkstoffs und der Halbzeugdicke

Die FSW-Werkzeuge werden aus festen, wärmebeständigen Materialien hergestellt, deren Steifigkeit wesentlich höher als die der zu schweißenden Werkstoffen ist. Dadurch bedingt kann ihre Verformung vernachlässigt werden, was ihre Modellierung als starre Körper erlaubt. Auf diese Weise wird zum einen der Fokus der FEM-Simulation auf die Ermittlung der im Halbzeug auftretenden Verformungen gelegt, zum anderen wird Rechenaufwand für die Berechnung der vernachlässigbaren Werkzeugverformungen eingespart. Das FSW-Werkzeug hat einen Freiheitsgrad in z-Richtung, was sein Eintauchen ins Halbzeug erlaubt. Um die Vergleichbarkeit mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen zu gewährleisten, wurde die Werkzeugschulter ohne Pin abgebildet, vgl. Bild 87. Darüber hinaus taucht sie in einem Winkel von $\alpha = 2^\circ$ ins Halbzeug ein, vgl. Bild 88.

Die Unterlage, auf der das Halbzeug aufliegt, wurde ebenfalls als starrer Körper modelliert. Ihre Position ist fixiert und ändert sich während der gesamten Simulation nicht. Auf diese Weise wird eine absolut steife Schweißanlage abgebildet. Die Eintauchtiefe des Schweißwerkzeugs entspricht deshalb der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t,at}$ und kann direkt mit den korrespondierenden Werten aus den experimentellen Untersuchungen verglichen werden.

Das Halbzeug ist auf der absolut starren Unterlage positioniert und mithilfe von finiten Elementen modelliert. Aufgrund der hohen Verformungen, die das Halbzeug beim Eintauchen des Schweißwerkzeugs erfährt, wird eine Vernetzungstechnik eingesetzt, die unter dem Begriff Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE) Vernetzung bekannt ist. Sie erlaubt die Anpassung der Knotenpositionen bei starken Verformungen und trägt somit zu der Ausbildung eines homogeneren Netzes bei. Letzteres kann die Entstehung von Fehlern anhand der starken Verzerrung von finiten Elementen vorbeugen.

Die Kräfte bei einer Mehrkörpersimulation werden durch den Kontakt zwischen den einzelnen Körpern übertragen. Letzterer wird mithilfe der Coulomb'schen Reibung definiert [ABQ07B]. Als Kontaktflächen wurden die obere und die untere Seiten des Halbzeugs spezifiziert, da dort entsprechend der Kontakt mit dem Werkzeug und mit der Unterlage realisiert wird. Die Knotenkräfte werden anhand der Durchdringung des Werkzeugs ins Bauteil berechnet. Hierfür ist die Spezifikation der Werkstoffeigenschaften des Halbzeugs notwendig.

Die für die Berechnung verwendeten Materialdaten der Legierungen sind in Tabelle 17 und Tabelle 18 zusammengefasst. Das Werkstoffverhalten des Halbzeugs im linearelastischen Bereich ist mithilfe des Hookeschen Gesetzes abgebil-

det. Dafür werden in dem FEM-Paket Abaqus / EXPLICIT die Querkontraktionszahl ν , der E-Modul E und die Materialdichte ρ angegeben, vgl. Tabelle 17. Auf deren Basis werden automatisch alle weiteren Größen wie z. B. der Kompressions- und der Schubmodul ermittelt.

Tabelle 17: Übersicht der Werkstoffkennwerte zur Beschreibung des linear-elastischen Materialverhaltens der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 in den numerischen Untersuchungen

	EN AW-5454-O	EN AW-5754-O	EN AW-6016-T4
R_e bzw. $R_{p0,2}$ / MPa	110,5	93,3	134,6
E / GPa	69,5	64,3	71,9
ν	0,3	0,3	0,3
ρ / g·cm ⁻³	3	3	3

Die Beschreibung des Werkstoffverhaltens im überelastischen Bereich wurde mit dem von Mises-Fließgesetz realisiert. Für die Abbildung der Verfestigungsphänomene ist lediglich die Eingabe von werkstoffspezifischen Parametern wie z. B. die wahren Spannungen σ_w und die Formänderungen erforderlich. In Tabelle 18 sind die im numerischen Modell verwendeten wahren Spannungen σ_w und die Formänderungen für die drei untersuchten Legierungen zusammengefasst. Letztere wurden mithilfe der in Kap. 4.1.2 ermittelten Spannungs-Dehnungsdiagramme der Werkstoffe und der Ludwik-Gleichung berechnet. Die Koeffizienten der Ludwik-Gleichung sind Anhang 8.6 zu entnehmen.

Tabelle 18: Übersicht der Werkstoffkennwerte zur Beschreibung des überelastischen Materialverhaltens der Legierungen EN AW-5454-O, EN AW-5754-O und EN AW-6016-T4 in den numerischen Untersuchungen

EN AW-5454-O		EN AW-5754-O		EN AW-6016-T4	
σ_w / MPa	ϕ	σ_w / MPa	ϕ	σ_w / MPa	ϕ
130	0,012	130	0,033	130	0,019
165	0,003	165	0,060	165	0,036
188	0,048	188	0,753	188	0,056
205	0,067	205	0,132	205	0,076
215	0,088	210	0,167	215	0,078
222	0,104	212	0,204	222	0,116
228	0,175	214	0,210	228	0,136

Nach der Erstellung des FEM-Modells wurde das Eintauchen des Werkzeugs in das Halbzeug bis eine tatsächliche Eintauchtiefe von 0,5 mm simuliert. Ähnlich wie bei der analytischen Untersuchungen wurden die Abmessungen und die Grundwerkstoffe des Halbzeugs variiert, so dass die Material- und die Blechdickeneinflüsse auf die Anpresskraft ermittelt werden konnten. In Bild 88 ist die von Mises Spannungsverteilung auf dem Blech bei einer Eintauchtiefe von 0,2 mm am Beispiel eines 3,5 mm dicken Blechs der Legierung EN AW-5454-O dargestellt.

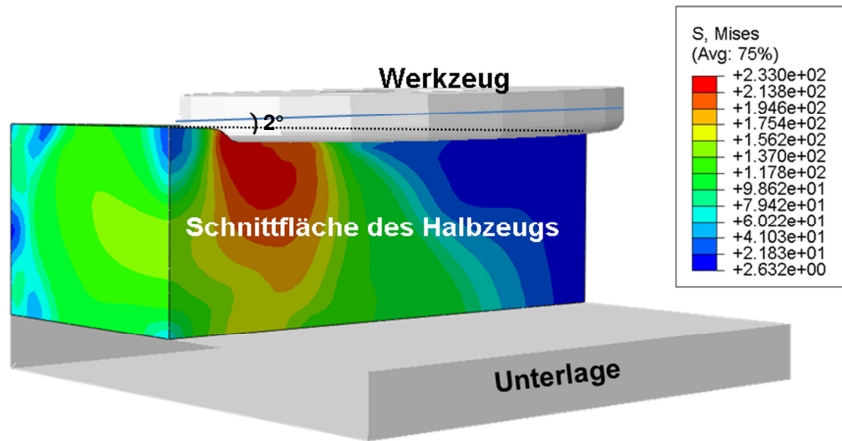


Bild 88: numerisch ermittelte Spannungsverteilung im Querschnitt des 3,5 mm dicken Halbzeugs der Legierung EN AW-5454-O, bei einer Eintauchtiefe von 0,2 mm

Bild 89 zeigt den Materialeinfluss auf die Anpresskraft. Um den direkten Vergleich mit dem analytischen Ansatz zu ermöglichen, wurde für die Simulation, analog zu Bild 83, eine Blechdicke von 3,5 mm verwendet. Die Werkstoffe des Halbzeugs wurden entsprechend variiert. Die numerisch ermittelten Verläufe der Anpresskräfte bilden den gleichen Sachverhalt wie das analytische Modell ab, vgl. Bild 89. Bei einer Zunahme der Materialfestigkeit und somit der Bauteilsteifigkeit k_b wachsen die Anpresskräfte.

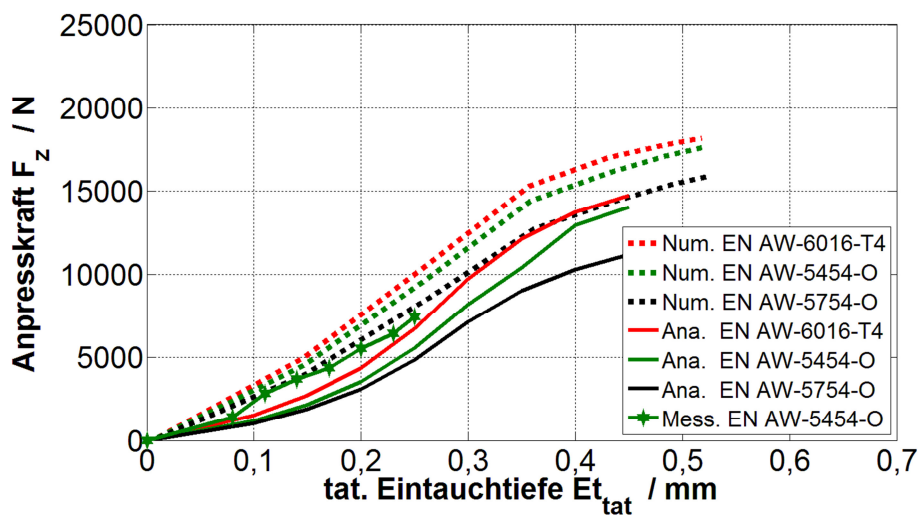


Bild 89: Numerisch ermittelte Anpresskraft als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Legierungen mit einer Blechdicke von 3,5 mm

Bild 89 zeigt, dass die Verläufe der numerisch ermittelten Anpresskräfte um ca. 3 kN oberhalb der analytischen Verläufe liegen. Bei einer Eintauchtiefe von 0,1 mm betragen die analytisch ermittelten Kräfte nur 50% von den numerisch berechneten Werten. Mit der Erhöhung der Eintauchtiefe fällt die Diskrepanz kleiner aus – bei

$E_{t_{\text{tat}}} = 0,3 \text{ mm}$ liegen die Beträge der analytischen Kräfte bereits bei 80% von den numerisch berechneten Werten.

Die Abweichungen zwischen den beiden Modellen, die insbesondere bei sehr niedrigen Eintauchtiefen auftreten, lassen sich mit der Anwendung der Auflagefläche A bei der analytischen Ermittlung der Anpresskraft erklären. Nach Gl. 15 ist die Anpresskraft F_z proportional zur Auflagefläche A . Letztere stellt die Schnittfläche des Halbzeugs mit der Werkzeugschulter und mit dem Werkzeugpin dar. Sie wurde im analytischen Modell, der Einfachheit halber, mithilfe von Kreissegmenten dargestellt, obwohl ihre korrekte geometrische Abbildung aus Teilellipsen zusammengesetzt ist, vgl. Anhang 8.5. Dies führt zur Reduktion der Werte der Auflagefläche und somit der analytisch ermittelten Anpresskräfte im Vergleich zum numerischen Modell, bei dem keine solchen geometrischen Vereinfachungen vorgenommen wurden. Da die Eintauchtiefen der konventionellen FSW-Anwendungen in der Größenordnung von $0,3 \text{ mm}$ liegen /Mis05/ spielen die Abweichungen der beiden Modelle bei den niedrigen Eintauchtiefen keine große Rolle für die Praxis.

Zur Validierung der Ergebnisse der analytischen und numerischen Untersuchungen wurde in Bild 89 der experimentell ermittelte Verlauf der Anpresskraft über die tatsächliche Eintauchtiefe für die $3,5 \text{ mm}$ dicken Bleche der Legierung EN AW-5454-O dargestellt. Der experimentell ermittelte Verlauf bewegt sich zwischen den numerischen und den analytischen Werten.

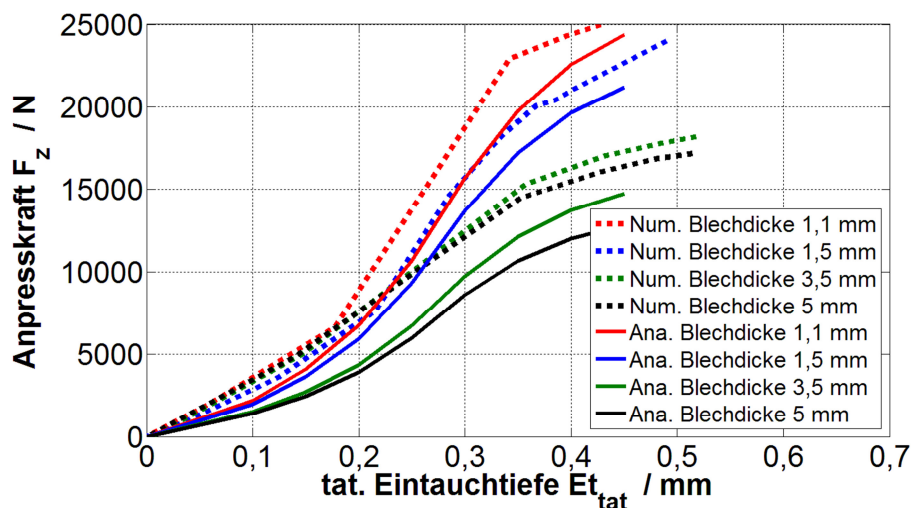


Bild 90: Numerisch ermittelte Anpresskraft bei Raumtemperatur als Funktion der Eintauchtiefe für unterschiedliche Blechdicken der Legierung EN AW-6016-T4

Bild 90 zeigt die Anpresskräfte von unterschiedlich dicken Blechen der Legierung EN AW-6016-T4 als Funktion der Eintauchtiefe. Ähnlich wie in Bild 89 weisen die Niveaus der analytisch und der numerisch ermittelten Kraftverläufe eine Differenz

von ca. 3 kN auf. Die Ursachen dafür sowie die Größenordnung der Kräfteunterschiede bei hohen und niedrigen Eintauchtiefen wurden bereits im Zusammenhang mit Bild 89 erläutert.

Die Analyse der in Bild 89 und Bild 90 zusammengefassten Ergebnisse zeigt deutlich, dass die Blechdicke und die Festigkeit der verwendeten Halbzeuge einen wesentlichen Einfluss auf die Anpresskraft haben. Somit erweist sich ihre Berücksichtigung als wichtiger Faktor bei der Erstellung von Übertragbarkeitsmodellen von FSW-Prozessparametern auf unterschiedliche Schweißsituationen.

5.1.3 Übertragbarkeit auf Anlagen unterschiedlicher Steifigkeiten

Die mathematische Beschreibung der Halbzeuge und ihrer Eigenschaften in Kap. 5.1.1 ermöglicht nun die Aufstellung des Zweifedermodells, vgl. Bild 79. Letzteres erlaubt die Ermittlung der Eintauchtiefe in Abhängigkeit von der Maschinennachgiebigkeit unter Berücksichtigung der Besonderheiten der zu schweißenden Bauteile. Für diesen Zweck wird das FSW-System, das nach Bild 79 aus zwei in Reihe geschalteten Federn besteht, mithilfe der Nachgiebigkeiten der Schweißanlage und des Halbzeugs dargestellt.

$$N_{\text{Sys}} = N_{\text{Maschine}} + N_{\text{Blech}} \quad (\text{Gl. 16})$$

Die Nachgiebigkeit kann ihrerseits als der Reziprokwert der Steifigkeit dargestellt werden. Es gilt somit:

$$\frac{1}{k_{\text{Sys}}} = \frac{1}{k_{\text{m}}} + \frac{1}{k_{\text{b}}} \quad (\text{Gl. 17})$$

wobei k_{Sys} , k_{m} und k_{b} entsprechend für die Steifigkeit des Gesamtsystems, der Maschine und des Bauteils stehen.

Bei einer bestimmten Anpresskraft F wird sich das gesamte System um den Betrag ΔE_{Sys} verformen.

$$\Delta E_{\text{Sys}} = \frac{F_z}{k_{\text{Sys}}} \quad (\text{Gl. 18})$$

Durch Einsetzen von Gl. 17 in Gl. 18 ergibt sich für die Verschiebung des Systems:

$$\Delta E_{\text{Sys}} = \frac{F_z \cdot (k_{\text{m}} + k_{\text{b}})}{k_{\text{m}} \cdot k_{\text{b}}} \quad (\text{Gl. 19})$$

Somit wird die Gesamtverschiebung ΔE_{Sys} als Funktion der Steifigkeiten der Systemkomponenten dargestellt. Die Lösung von Gl. 19 bedarf der Bestimmung der Bauteilsteifigkeit k_{b} . Letztere wurde in Gl. 14 als das Produkt der Materialeigenschaften und

der Auflagefläche A dargestellt. Die Auflagefläche A ist wiederum Funktion der unbekannt tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$, siehe Anhang 8.5.

Bei einer vorgegebenen Kraft F_z kann die tatsächliche Eintauchtiefe aufgrund der unbekannt Bauteilsteifigkeit k_b nicht berechnet werden. Andererseits wird für die Bestimmung der Auflagefläche A und somit auch für die Berechnung von k_b die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ benötigt. Um die daraus resultierenden Probleme bei der Ermittlung der Verformung des Systems zu umgehen, wird ein alternativer Lösungsweg vorgestellt.

Beim positionsgeregelten Schweißbetrieb wird eine Eintauchtiefe E_t vorgegeben. In Abhängigkeit von den Werkstoffeigenschaften und den Schweißparametern stellt sich eine Anpresskraft ein, die zum Erhalten der Eintauchtiefe E_t notwendig ist. Bei einer bekannten Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ können sowohl die Anpresskraft F_z , als auch die Bauteilsteifigkeit k_b berechnet werden, vgl. Kapitel 5.1.1. Mithilfe der Anpresskraft und der Bauteilsteifigkeit lassen sich sowohl die Maschinenverformung ΔE_m als auch die Gesamtverschiebung ΔE_{Sys} ermitteln. Dafür wird die Gesamtverformung ΔE_{Sys} als die Summe der Verformungen der Maschine ΔE_m und des Halbzeugs ΔE_b dargestellt. In Anbetracht der Tatsache, dass bei einer Reihenschaltung von Federn sich der Gesamtfederweg aus der Summe der einzelnen Federwege ergibt /KÜN01/, lässt sich ΔE_{Sys} wie folgt herleiten:

$$\frac{\Delta E_m}{\Delta E_b} = \frac{\frac{F_z}{k_m}}{\frac{F_z}{k_b}} \Leftrightarrow \frac{k_b}{k_m} = \frac{\Delta E_{Sys} - \Delta E_b}{\Delta E_b} \Leftrightarrow \frac{k_b \cdot \Delta E_b}{k_m} = \Delta E_{Sys} - \Delta E_b \quad (\text{Gl. 20})$$

$$\Leftrightarrow \Delta E_{Sys} = \frac{k_b \cdot \Delta E_b}{k_m} + \Delta E_b$$

oder

$$\Delta E_{Sys} = \Delta E_b \cdot \left(\frac{k_b}{k_m} + 1 \right) \quad (\text{Gl. 21})$$

Bei einer bekannten Halbzeugverformung ΔE_b ermöglicht diese Darstellung die Berechnung von ΔE_{Sys} . Somit werden die Maschinen-, die Material- und die Blechdickeneinflüsse auf die Steifigkeit des Systems in einer Gleichung zusammengefasst.

Die Informationen über die Materialeigenschaften und die Blechdicke der zu schweißenden Halbzeuge sind in Gl. 21 implizit über die Bauteilsteifigkeit k_b enthalten.

In Tabelle 19 sind die nach dem vorgestellten Modell für Raumtemperatur berechneten Einflüsse der Festigkeitseigenschaften und der Blechdicke auf die Verformungen

des Gesamtsystems und der Schweißanlage dargestellt. Für die Berechnung wurden die in Bild 33 dargestellten funktionellen Zusammenhänge zwischen Anpresskraft und Steifigkeit der Rührreißschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST verwendet.

Tabelle 19: Einfluss der Maschinenverformung auf die Eintauchtiefe (analytisch)

$\Delta E_b = E_{t_{at}} / \text{mm}$	EN AW-5454-O / 3,5 mm		EN AW-5454-O / 0,5 mm		EN AW-5754-O / 3,5 mm	
	$\Delta E_{\text{Sys}} / \text{mm}$	$\Delta E_m / \%$	$\Delta E_{\text{Sys}} / \text{mm}$	$\Delta E_m / \%$	$\Delta E_{\text{Sys}} / \text{mm}$	$\Delta E_m / \%$
0,1	0,14	27	0,15	32	0,11	5
0,15	0,22	31	0,22	33	0,16	5
0,2	0,29	31	0,30	34	0,21	6
0,25	0,36	33	0,39	35	0,27	7
0,30	0,45	37	0,48	38	0,32	8

In der ersten Spalte von Tabelle 19 ist die Bauteilverformung in mm gegeben. Für diese Werte wurden mittels Gl. 21 die Gesamtverformung des Schweißsystems ΔE_{Sys} und die Maschinenverformung ΔE_m ermittelt. Letztere ergibt sich aus der Differenz von ΔE_{Sys} und ΔE_b und wurde jeweils als prozentualer Anteil von der Gesamtverformung angegeben.

Die in Tabelle 19 dargestellten Ergebnisse für die 3,5 mm und 0,5 mm dicken Bleche der Legierung EN AW-5454-O verdeutlichen den Dickeneinfluss der Halbzeuge. Der Vergleich der System- ΔE_{Sys} und der Maschinenverformungen ΔE_m zeigt, dass trotz der gleichen tatsächlichen Eintauchtiefe, Werkzeugabmessungen und Werkstoffe signifikante Unterschiede vorliegen. Für eine Eintauchtiefe von $\Delta E_{t_{at}} = 0,3 \text{ mm}$ beträgt die Differenz zwischen den Systemverformungen der unterschiedlich dicken Bleche 0,03 mm. ($\Delta E_{\text{Sys}}^{\text{EN AW-5454-O; 0,5 mm}} - \Delta E_{\text{Sys}}^{\text{EN AW-5454-O; 3,5 mm}} = 0,48 \text{ mm} - 0,45 \text{ mm} = 0,03 \text{ mm}$). Letzteres entspricht 6,2 % von $\Delta E_{\text{Sys}}^{\text{EN AW-5454-O; 0,5 mm}}$ oder 6,7 % von $\Delta E_{\text{Sys}}^{\text{EN AW-5454-O; 3,5 mm}}$.

Die Halbzeuge wurden in Gl. 14 über den Sekantenmodul als elastisch-plastische Körper dargestellt, deren Steifigkeit k_b mit Zunahme der Blechdicke l_0 abnimmt. Die Verformung des Gesamtsystems ΔE_{Sys} ist wiederum proportional zur Blechsteifigkeit k_b , vgl. Gl.21. Für zwei Legierungen der gleichen Festigkeitsklasse, aber unterschiedlichen Halbzeuggdicken l_{01} und l_{02} , mit $l_{01} > l_{02}$, wird demnach bei einer konstanten Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ folgende Ungleichung gelten: $\Delta E_{\text{Sys}}(l_{01}) < \Delta E_{\text{Sys}}(l_{02})$. Ist die Maschinensteifigkeit ebenfalls konstant, gilt der o. g. Zusammenhang nicht nur für ΔE_{Sys} , sondern auch für die Maschinenverformung ΔE_m , vgl. Tabelle 19.

Der Werkstoffeinfluss auf die Verformungen ΔE_{Sys} und ΔE_m kann durch die Analyse der in Tabelle 19 dargestellten Werte am Beispiel der 3,5 mm dicken Bleche der Le-

gierungen EN AW-5454-O und EN AW-5754-O veranschaulicht werden. Daraus wird ersichtlich, dass bei der Legierung, die eine höhere Festigkeit aufweist, höhere System- und Maschinenverformungen auftreten. Letzteres geht auch aus dem in Bild 83 und Bild 89 dargestellten Zusammenhang zwischen den Werkstoffkennwerten und der Anpresskraft hervor.

Für die in Tabelle 19 zusammengefassten Berechnungen wurden die Werkstoffkennwerte der Halbzeuge bei Raumtemperatur (RT) verwendet. Bei höheren Temperaturen nimmt die Festigkeit der Werkstoffe ab, was mit Änderungen in den Anpresskräften und den System- und Maschinenverformungen verbunden ist. Die Adaption der beschriebenen Vorgehensweise an die Prozessrelevanten (höheren) Temperaturen ist im nachfolgenden Kapitel dargestellt.

5.1.4 Übertragbarkeit auf Prozesstemperaturen

Für die Übertragung der in Tabelle 19 dargestellten Zusammenhänge auf Prozesstemperaturen muss das temperaturabhängige Werkstoffverhalten bekannt sein. Im Rahmen dieser Arbeit wurden keine experimentellen Versuche zur Charakterisierung der temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte durchgeführt. Die Werkstoffkennwerte für die Adaption des 2-Federmodells auf FSW-Temperaturen wurden der Literatur entnommen.

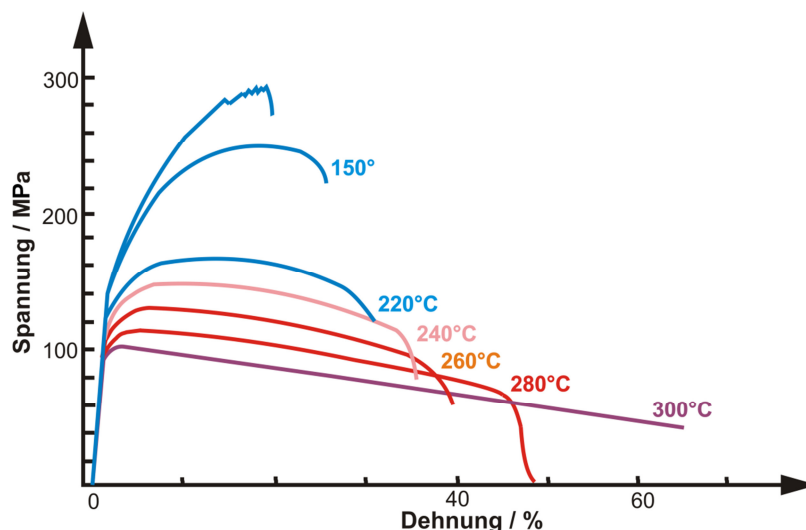


Bild 91: Temperaturabhängige Fließkurven der Legierung EN AW-5182-O / Ost07/

Der Anpassung des 2-Federmodells auf Prozesstemperaturen liegt die Tatsache zugrunde, dass das Fließverhalten der Werkstoffe bei mittleren und höheren Temperaturen genauso wie bei RT durch die Ludwik-Gleichung beschrieben werden kann. Allerdings nimmt mit steigender Temperatur der Einfluss der Verfestigung, gegeben durch den Verfestigungskoeffizienten n , ab /Ost07/, was annähernd ein ideal-

plastisches Materialverhalten zur Folge hat. Das in Bild 91 dargestellte Verhalten der Legierung EN AW-5182-O gilt qualitativ auch für andere naturharte Aluminiumlegierungen /OST07/.

Die Materialkennwerte der Legierung EN AW-5454-O sind aus /DAV93/ entnommen und in Tabelle 20 zusammengefasst. Für die weiteren Betrachtungen wurde ein linearelastisch-idealplastisches Verhalten bei erhöhten Temperaturen angenommen.

Tabelle 20: Temperaturabhängige Materialkennwerte der Legierung EN AW-5454-O /DAV93/

Temperatur °C	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	A_5 / %
24	117	248	25
100	117	278	31
150	110	200	50
205	103	152	60
260	75	117	80
315	52	75	110

Bild 92 zeigt die Ergebnisse aus der numerischen Simulation der Anpresskräfte für die Legierung EN AW-5454-O für drei der in Tabelle 20 spezifizierte Temperaturen. Mit Zunahme der Temperatur wird eine Reduktion der Anpresskräfte beobachtet, was auf die verringerte Festigkeit der Materialien bei höheren Temperaturen zurückzuführen ist.

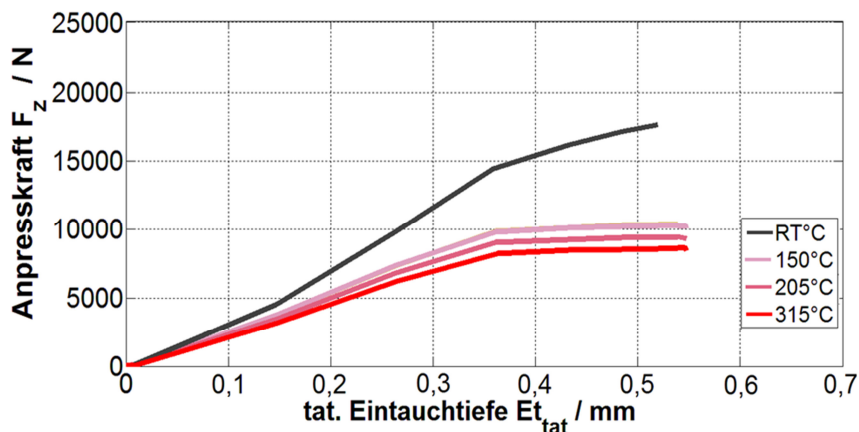


Bild 92: Numerisch ermittelte Anpresskraft bei unterschiedlichen Temperaturen der Legierung EN AW-5454-O als Funktion der Eintauchtiefe

Die Übertragbarkeit des in Kapitel 5.1.3 dargestellten 2-Federmodelles auf höhere Temperaturen erfolgt nach dem gleichen Prinzip. Das Verhältnis zwischen der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ und der dazugehörigen Anpresskraft wird nach Gl. 15 aus der temperaturabhängigen Fließkurve berechnet. Die somit für Raumtemperatur (RT), 205 °C und 315 °C berechneten Halbzeug- und Maschinenverformungen für

die 3,5 mm dicken Bleche der Legierung EN AW-5454-O sind in Tabelle 22 zusammengefasst. Für die Berechnung wurden die in Bild 33 dargestellten funktionellen Zusammenhänge zwischen Anpresskraft und Nachgiebigkeit der Rührreißschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST verwendet.

Tabelle 21: Einfluss der Maschinenverformung auf die Eintauchtiefe (analytisch)

	EN AW-5454 / 3,5 mm RT \approx 20 °C		EN AW-5454 / 3,5 mm 205 °C		EN AW-5454 / 3,5 mm 315 °C	
$\Delta E_b = E_{t_{\text{tat}}}$	$\Delta E_{\text{Sys}} / \text{mm}$	$\Delta E_m / \%$	$\Delta E_{\text{Sys}} / \text{mm}$	$\Delta E_m / \%$	$\Delta E_{\text{Sys}} / \text{mm}$	$\Delta E_m / \%$
0,05	0,06	19	0,06	14	0,06	13
0,1	0,14	27	0,12	18	0,12	17
0,15	0,22	31	0,19	21	0,18	20
0,2	0,36	33	0,26	23	0,25	22
0,25	0,45	37	0,33	25	0,32	23

Tabelle 21 zeigt, dass die Maschinenverformung ΔE_m mit zunehmenden Temperaturen reduziert wird. Diese Tendenz wurde bereits in Kapitel 5.1.1 und 5.1.3 angesprochen und kann mit der Verringerung der Bauteilsteifigkeit k_b und der Anpresskraft F_z mit Zunahme der Temperatur erklärt werden. Die Absenkung der Blechsteifigkeit k_b führt zu größeren Verformungen des Halbzeugs und somit zu einer Reduktion der Maschinenverformung. Letztere bedingt eine verkleinerte Differenz zwischen der eingestellten und der tatsächlichen Eintauchtiefe.

Die analytisch ermittelten Verhältnisse zwischen tatsächlicher und eingestellter Eintauchtiefe bei unterschiedlichen Temperaturen sind in Bild 93 dargestellt. Ihre Validierung erfolgt mithilfe experimenteller Untersuchungen und ist in Kapitel 5.2 beschrieben.

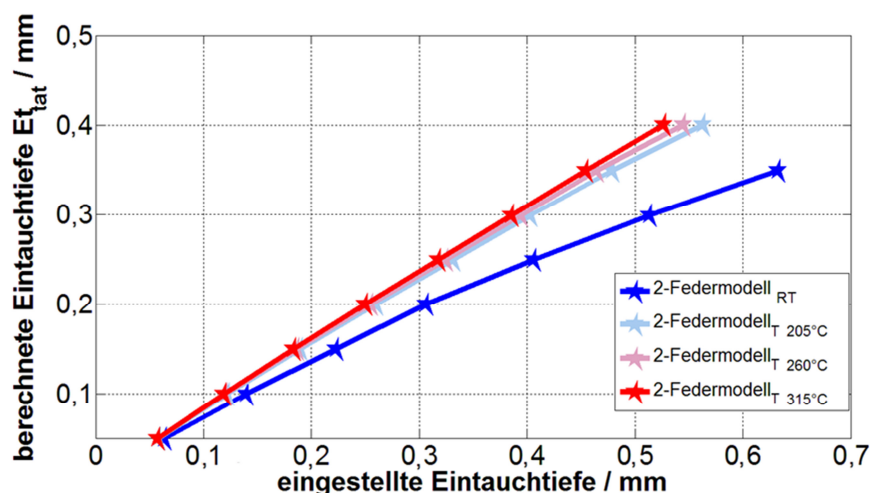


Bild 93: Berechnete Eintauchtiefen für die 3,5 mm dicke Bleche der Legierung EN AW-5454-O bei unterschiedlichen Temperaturen (auf Basis des 2-Federmodells)

5.2 Experimentelle Untersuchungen zur Validierung der Übertragbarkeitsmodelle

Für die Verifizierung der in Kapitel 5.1.1 bis 5.1.4 dargestellten Ergebnisse wurde die tatsächliche Eintauchtiefe beim Fügen ausgewählter FSW-Verbindungen mittels optischer Messverfahren bestimmt. Die Erfassung des nach EN ISO 25239-1 /DIN09/ definierten quasistationären FSW-Prozessbereichs erfolgte mithilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ Speed Sense 9040, die auf einem Stativ seitlich vom Maschinentisch positioniert und auf die Stoßebene fokussiert wurde, vgl. Bild 94.

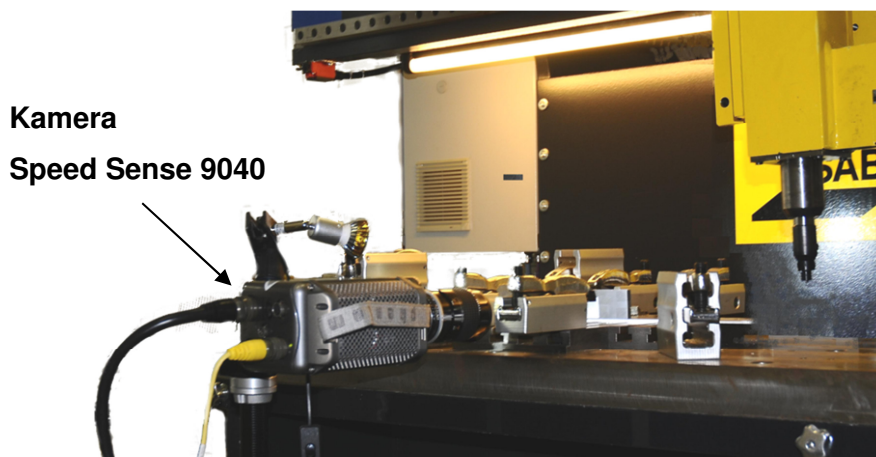


Bild 94: Versuchsaufbau zur zeitaufgelösten Erfassung der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ während des Schweißprozesses mittels einer Hochgeschwindigkeitskamera

Im Rahmen der Untersuchungen wurden die 3,5 mm dicken Bleche der Aluminiumlegierung EN AW-5454-O im Stumpfstoß gefügt. Die verwendeten Schweißparameter sind in Tabelle 22 zusammengefasst.

Die Parametersätze mit Eintauchtiefen bis zu 0,3 mm wurden von Gebhard bei der Ermittlung der in Bild 11 dargestellten Kennfelder verwendet /AIF09/. Ihre Wiederholung und optische Dokumentation erlauben nicht nur die Validierung sondern auch den direkten Vergleich der vorgestellten Ein- und Zweifedermodelle. Die Parametersätze mit Eintauchtiefen über 0,3 mm erweitern die experimentelle Datenbasis und erhöhen somit die Genauigkeit der Analyse.

Die Bestimmung der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ anhand der digitalen Bildinformationen bedarf der genauen geometrischen Rekonstruktion der Objekte aus dem Bild. Dafür wird die aufgenommene Bildperspektive mittels einer fotogrammetrischen Auswertung in eine verzerrungsfreie, orthogonale Ansicht überführt. Dem entzerrten Bild können anschließend reale Maße entnommen werden /DAN09/, mit deren Hilfe die Eintauchtiefe maßstabsgetreu ermittelt werden kann.

Tabelle 22: Schweißparameter der Versuchsreihe zur experimentellen Bestimmung von $E_{t_{at}}$

Messreihe	v_x / mm/min	n / 1/min	Et / mm
PS_1_01_c	250	1500	0,1
PS_1_02_c	250	1500	0,2
PS_1_03_c	250	1500	0,3
PS_1_04_c	250	1500	0,4
PS_1_05_c	250	1500	0,5
PS_1_06_c	250	1500	0,6
PS_2_01_c	500	2000	0,1
PS_2_02_c	500	2000	0,2
PS_2_03_c	500	2000	0,3
PS_2_04_c	500	2000	0,4
PS_2_05_c	500	2000	0,5
PS_2_06_c	500	2000	0,6
PS_3_01_c	750	2000	0,1
PS_3_02_c	750	2000	0,2
PS_3_03_c	750	2000	0,3
PS_3_04_c	750	2000	0,4
PS_3_05_c	750	2000	0,5
PS_3_06_c	750	2000	0,6

Die digitalgestützte Umwandlung des zentralperspektivisch verzerrten Bildes zu einer maßstäblichen Parallelprojektion erfolgt anhand eines zuvor aufgenommenen, definierten Punktmusters. Letzteres ist auf einem Metallhexaeder aufgebracht, der an der Stumpfstoßebene ausgerichtet ist, Bild 95. (Als Stumpfstoßebene wird die Stoßkante eines der zu schweißenden Bleche angesehen, deren Lage mittels zweier Passstifte bestimmt wird, vgl. Kapitel 4.2.1.) Das Punktmuster ist in der verwendeten Auswertesoftware Dantec Dynamic Studio gespeichert und wird dort mit seinem fotografischen Abbild verglichen. Anhand der festgestellten Unterschiede korrigiert die Software sowohl die Verzerrung als auch weitere Effekte wie z. B. die Linsenverzeichnung /DAN10/. Die somit in maßstabsgetreuer Form überführten Bilder werden gespeichert und für die Bestimmung der tatsächlichen Eintauchtiefe während der aufgenommenen Schweißversuche verwendet.

Nach der Kalibrierung der Kamera wird ein Referenzbild aufgenommen, das den unbelasteten Zustand der FSW-Anlage dokumentiert. Das Bild wird zu einem späteren Zeitpunkt zur Bestimmung der Eintauchtiefe während des FSW-Prozesses verwendet.

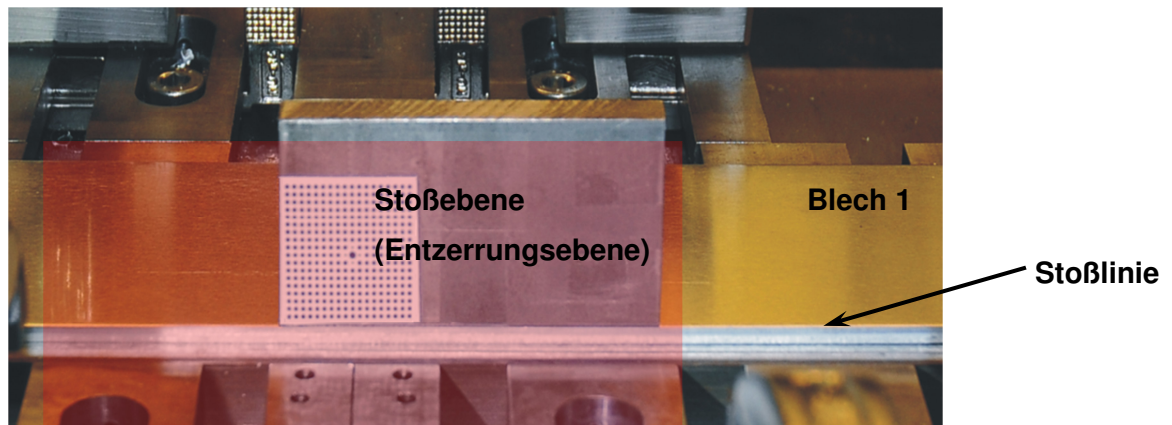


Bild 95: Kalibrierung der Hochgeschwindigkeitskamera nach den Grundprinzipien der Fotogrammetrie

Bedingt durch die große Anzahl der auszuwertenden Aufnahmen wurde die Auswertesoftware Dynamic Studio mit MATLAB verknüpft. Dadurch konnte das automatische Einlesen der fotogrammetrisch aufbereiteten, maßstabsgetreuen Bilder in MATLAB realisiert werden.

Digitale Bilder sind eine zweidimensionale Anordnung von Werten /LÜB10/. Sie können als Matrix betrachtet und als solche in MATLAB eingelesen und analysiert werden. Jedes Bild wird dabei als eine $M \times N$ -Pixel Matrix dargestellt. Die Werte der Matrixelemente bezeichnen die Pixelintensität.

Die Bilddarstellung in Matrixform erlaubt die Entwicklung eines Algorithmus zur Bestimmung der Position des Werkzeugs im Koordinatensystem des Bildes. Beim Einlesen der Dateien legt MATLAB automatisch ein Koordinatensystem in der oberen linken Ecke jedes Bildes fest, vgl. Bild 96. Aufgrund der stationären Aufstellung der Kamera ist das Bildfenster für alle Aufnahmen gleich. Bei der Betrachtung einer Aufnahmenfolge wird sich demnach nur die Lage des Werkzeugs innerhalb des Bildfensters und somit innerhalb des von MATLAB angelegten Koordinatensystems ändern. Die Translation in z- und in x- Richtung wird entsprechend durch die Änderung der Eintauchtiefe und des Vorschubs beschrieben.

Die Ermittlung der Eintauchtiefe erfolgt mithilfe zweier Punkte, vgl. Bild 96. Punkt P1 wird zur Analyse der x-Position des Werkzeugs verwendet. Entlang einer definierten Linie im Bild, die der a-ten Zeile der $M \times N$ Matrix entspricht, wird der Rand des Werkzeugs detektiert. Letzterer ist durch den großen Unterschied zwischen den Intensitäten der Pixel der hellen Umgebung und des dunklen Werkzeugs charakterisiert. Dementsprechend tritt am Rande des Werkzeugs ein hoher Gradient zwischen

den Grauwertstufen zweier benachbarter Pixel der a-ten Zeile auf. Der Schnittpunkt zwischen der a-ten Zeile und dem Rand wird mit P1 bezeichnet.

Bei der Ermittlung der Werkzeuglage entlang der z-Achse wird dieselbe Methode zur Randdetektion verwendet. Der Unterschied zu der vorherigen Prozedur liegt darin, dass die Grauwertstufen entlang der k-ten Spalte der $M \times N$ Matrix verglichen werden. Diese Spalte befindet sich in einem definierten Abstand (in dem betrachteten Fall- 15 Pixel) von Punkt P1. Das erste Pixel der k-ten Spalte, das zum Werkzeug gehört, wird als Punkt P2 bezeichnet, vgl. Bild 96.

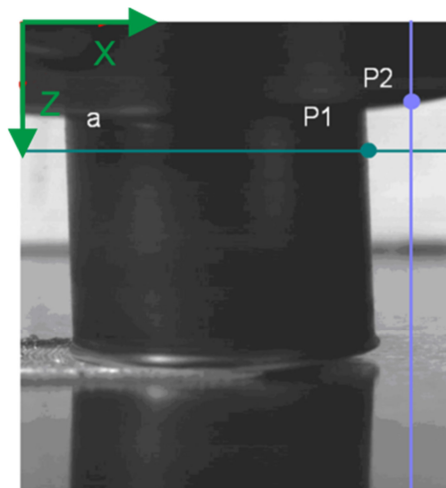


Bild 96: Bestimmung der Werkzeugposition mithilfe der Punkte P1 und P2 lokalisiert in einer Momentanaufnahme des FSW-Vorgangs

Mithilfe der Punkte P1 und P2 kann die Position des Werkzeugs in jedem Bild eindeutig bestimmt werden. Die Positionsangaben aus dieser Analyse sind in Pixel. Ihre Umrechnung in Millimeter ist nur mittels eines bekannten Skalierungsfaktors möglich. Letzterer wird parallel zu der Entzerrung der Bilder, unter Berücksichtigung der Linseneffekte von der Auswertesoftware bestimmt. Für die durchgeführten Experimente entspricht ein Pixel 0,02953 mm.

Zur Analyse der Eintauchtiefe wurde die durch Punkt 2 charakterisierte Werkzeugposition in z-Richtung über die Bildnummer aufgetragen. Die daraus resultierenden Verläufe sind in Bild 97 am Beispiel von PS_2_03_c ($v_x = 500$ mm/min $n = 2000$ 1/min $E_t = 0,4$ mm) dargestellt.

Die Streuung der Werte, die die Werkzeugposition abbilden, liegt zwischen ein bis zwei Pixel, was 0,0295 mm bis 0,059 mm entspricht, vgl. Bild 97. Daraus ist ersichtlich, dass die Werkzeughöhe im betrachteten Bereich annähernd konstant bleibt.

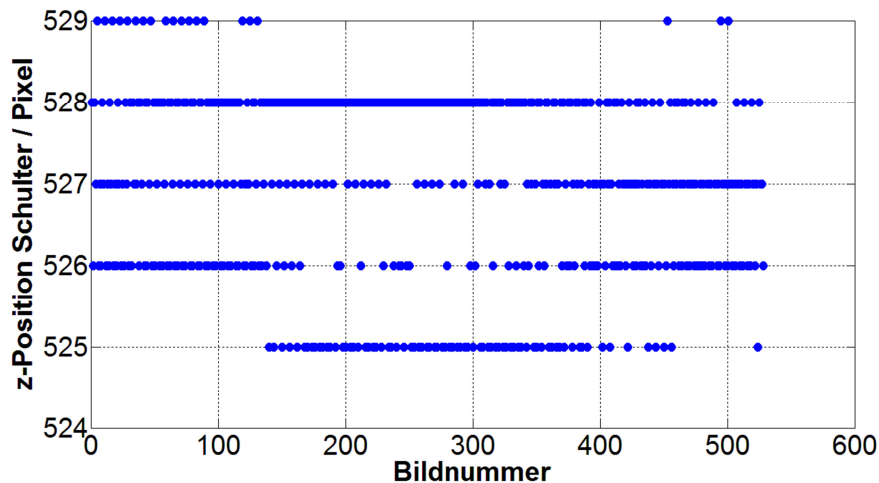


Bild 97: Position der Werkzeugschulter in Pixel aufgetragen über die Bildnummer aus Versuch PS_2_03_c ($v_x = 500$ mm/min, $n = 2000$ 1/min und $E_t = 0,4$ mm)

Zur Bestimmung der tatsächlichen Eintauchtiefe der Schulter $E_{t_{\text{at}}}$ aus den Messdaten ist die Ermittlung der Position der Blechoberfläche notwendig. Letztere wird als Nulllage definiert, ab welcher die Eintauchtiefe gemessen wird. Dafür wird die Werkzeugposition aus den Aufnahmen des Schweißprozesses mit dem Referenzbild verglichen, vgl. Bild 98. Auf dem Referenzbild ist die Werkzeugschulter 7 mm ($h_k = 7$ mm) über der Bauteiloberfläche ausgerichtet. Dieser Aufbau kann ebenfalls zum Verifizieren des Umrechnungsfaktors von Pixel in Millimeter dienen, den die Auswertesoftware bestimmt hat. Werden die Pixel über die Höhe der Kalibriereinheit (237 Pixel) abgelesen und auf die bekannte Höhe (7 mm) bezogen, ergibt sich der Wert des Umrechnungsfaktors zu $7/237 = 0,0295$ mm/Pixel, was der Angabe der Software entspricht.

Die Werkzeugposition am Referenzbild wird nach dem bereits beschriebenen Algorithmus mithilfe der Punkte P1 und P2 bestimmt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden im Folgenden diese Punkte mit $P1_{\text{Ref}}$ und $P2_{\text{Ref}}$ bezeichnet. Wird das Werkzeug nun 7 mm in z-Richtung des Bild-Koordinatensystems verfahren, wird die Schulter die Blechoberfläche und somit die Nulllage erreichen. Die vertikale Position des Werkzeugs in der Nulllage kann als die Summe der Höhe der Kalibriereinheit h_k in Pixel ($h_k = 237$ Pixel) und $P2_{\text{Ref}}$ dargestellt werden, vgl. Bild 98, und wird mit $P2_0$ bezeichnet.

$$P2_0 = P2_{\text{ref}} + h_k \quad (\text{Gl. 22})$$

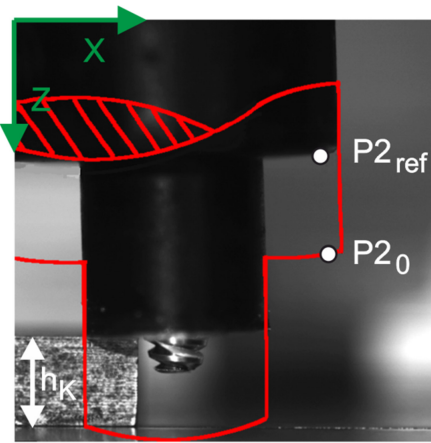


Bild 98: Bestimmung der Nulllage

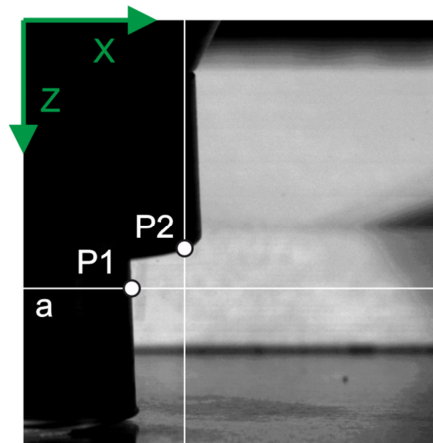


Bild 99: Bestimmung der Eintauchtiefe

Die Eintauchtiefe während des Schweißprozesses kann durch den Vergleich der aus dem Referenzbild ermittelten Nulllagenposition des Werkzeugs, die durch $P2_0$ charakterisiert ist, und der Werkzeugposition für die jeweilige Aufnahme bestimmt werden:

$$Et_{\text{tat}} = P2 - P2_0 \quad (\text{Gl. 23})$$

oder

$$Et_{\text{tat}} = P2 - (P2_{\text{ref}} + h_k) \quad (\text{Gl. 24})$$

Die Umrechnung von Gl. 24 in Millimeter erfolgt durch die Multiplikation des entsprechenden Wertes mit dem Skalierungsfaktor von 0,0295 mm/Pixel.

$$Et_{\text{tat}} = [P2 - (P2_{\text{ref}} + h_k)] \cdot 0,0295 \text{ mm/Pixel} \quad (\text{Gl. 25})$$

Auf Basis von Gl. 25 lässt sich die Eintauchtiefe in mm für jedes Bild ermitteln. Der Mittelwert der zeitabhängigen Eintauchtiefe einer Bildreihe wird berechnet und dem zugehörigen Schweißparametersatz als gemessene Eintauchtiefe zugeordnet.

Die mittels Hochgeschwindigkeitskamera gemessenen Eintauchtiefen sind in Bild 100 über die jeweiligen, an der Maschine eingestellten Eintauchtiefen aufgetragen. Dabei fällt auf, dass die bei unterschiedlichen Vorschüben ($f = v_x/n$) aufgenommenen Kurven einen ähnlichen Verlauf aufweisen. Die Abweichungen zwischen den gemessenen Werten für PS_1, PS_2 und PS_3 sind bei der Eintauchtiefe von 0,2 mm am größten. Sie betragen entsprechend 0,127 mm, 0,154 mm und 0,164 mm. Somit ist die maximale Differenz zwischen den Eintauchtiefen, die während des Schweißprozesses gemessen wurde, demnach weniger als 0,05 mm. Daraus geht hervor, dass die Unterschiede in den Vorschubgeschwindigkeiten bei Schweißversuchen, die mit identischen Werkstoffen und Blechdicken sowie identischem Werkzeug durchgeführt sind, keinen maßgebenden Einfluss auf die Eintauchtiefe haben. Bevor die gemessenen Eintauchtiefen den analytisch ermittelten Werten des Ein- und des

Zweifedermodells gegenübergestellt werden, soll die Frage der Genauigkeiten der Maschineneinstellungen der FSW LEGIO™ 3ST im positionsgeregeltem Schweißbetrieb betrachtet werden.

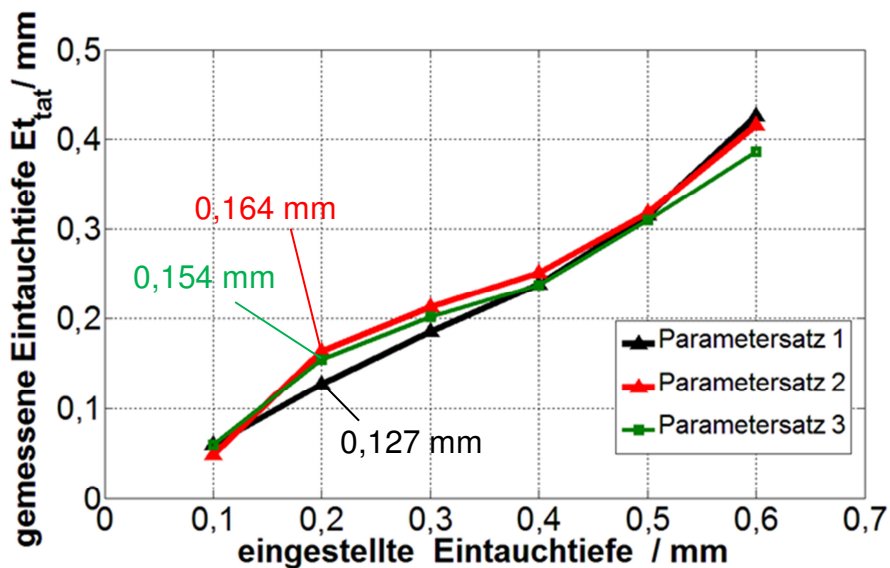


Bild 100: Verhältnis zwischen der eingestellten und mittels Hochgeschwindigkeitskamera gemessenen Eintauchtiefe

Die Rührreißschweißmaschine FSW LEGIO™ 3ST verfügt über Sensoren, die die Verläufe der Anpresskräfte, die Spindeldrehzahl und die Position des Schweißkopfs in x- sowie in z- Richtung während des Schweißprozesses dokumentieren. Bei der Analyse dieser Verläufe wurde festgestellt, dass die Position des Schweißkopfs in z- Richtung von den Angaben für die eingestellte Eintauchtiefe E_t abweicht. Dies ist am Beispiel von Parametersatz PS_1_06_c in Bild 101 dargestellt, bei dem eine Eintauchtiefe von $E_t = 0,6$ mm eingestellt wurde.

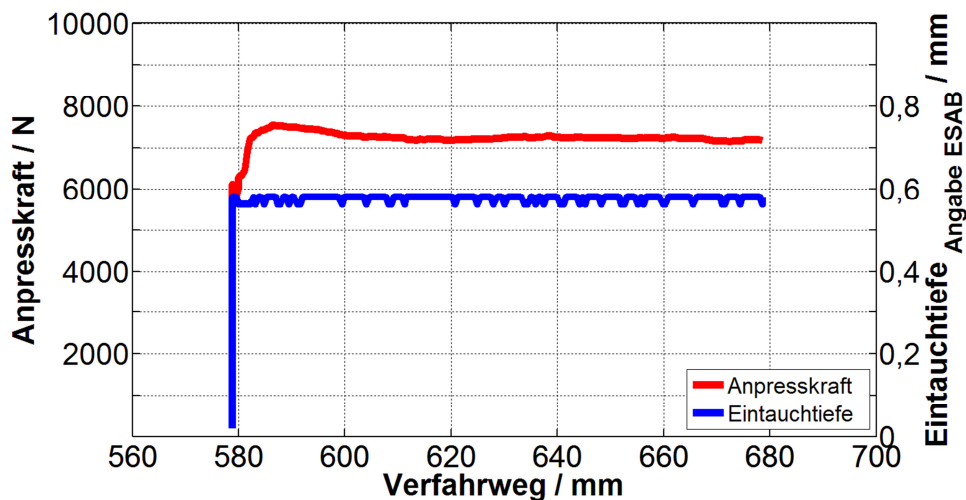


Bild 101: Abweichung zwischen den Maschinenangaben E_{tm} und der eingestellten Eintauchtiefe E_t am Beispiel vom PS_1_06_c

Der Eintauchtiefenverlauf über den Verfahrenweg liegt unterhalb 0,6 mm und zeigt Schwankungen auf. Der daraus errechnete Mittelwert für die von der Schweißanlage gemessene Eintauchtiefe wurde mit E_{t_m} bezeichnet und weist einen Wert von $E_{t_m} = 0,566$ mm auf. Somit ergibt sich ein Unterschied zwischen der eingestellten E_t - und der Prozesseintauchtiefe E_{t_m} von 0,044 mm, was 7,3 % vom Wert der eingestellten Eintauchtiefe $E_t = 0,6$ mm entspricht.

Diese Diskrepanz ist auf die Genauigkeit der Positionsregelung zurückzuführen und darf nicht im Zusammenhang mit der Anlagennachgiebigkeit interpretiert werden. Die Abweichung zwischen der eingestellten E_t und der von der Maschine angegebenen Eintauchtiefe E_{t_m} während der drei, bei der Hochgeschwindigkeitsanalyse verwendeten Parametersätze ist in Bild 102 veranschaulicht.

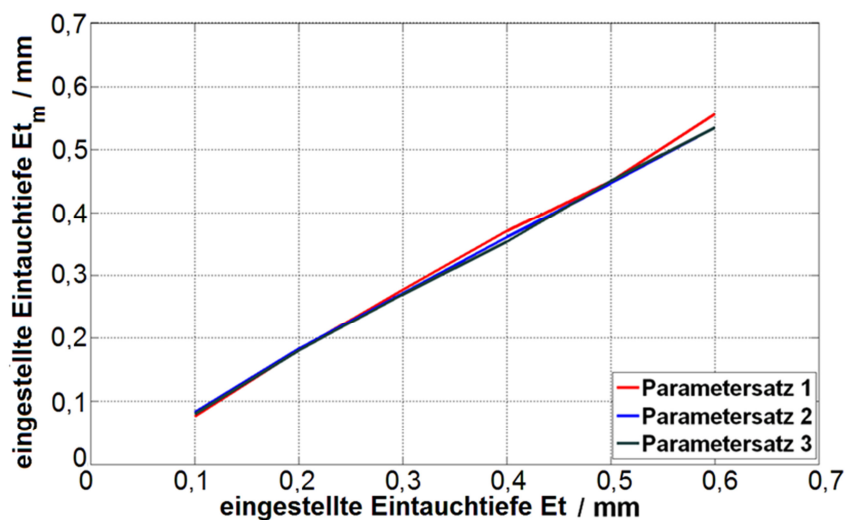


Bild 102: Abweichung zwischen den Maschinenangaben E_{t_m} und der eingestellten Eintauchtiefe E_t für die untersuchten Schweißparameter

Die Verläufe der drei Kurven stimmen weitgehend überein, obwohl die Vorschubgeschwindigkeit und die Drehzahl der drei Parametersätze variiert wurden. Es kann deshalb geschlussfolgert werden, dass die Abweichung zwischen der eingestellten E_t und von der Anlage erfassten Eintauchtiefe E_{t_m} unabhängig von den o. g. Größen ist. Dahingegen ist sie proportional zu dem Betrag der eingestellten Eintauchtiefe. Bei einer eingestellten Eintauchtiefe von $E_t = 0,2$ mm ist für die betrachteten Parametersätze die Differenz zwischen E_t und E_{t_m} gleich 0,01 mm, was 5 % vom Wert der eingestellten Eintauchtiefe entspricht. Bei einer eingestellten Eintauchtiefe von $E_t = 0,6$ mm beträgt letztere bereits 0,05 mm und somit 8,3 % vom E_t -Wert.

In Anbetracht dieser Ergebnisse ist der direkte Vergleich zwischen der eingestellten E_t und der bei der Hochgeschwindigkeitsanalyse ermittelten Eintauchtiefe $E_{t_{\text{tat}}}$ nicht korrekt. Die präzisere Darstellung des o. g. Zusammenhangs bedarf der Berücksich-

tigung der Maschinenangaben. Bild 104 veranschaulicht die Abweichungen zwischen den Werten von E_t und E_{t_m} sowie die dadurch bedingte Änderung der Kurven, die den Zusammenhang zwischen der eingestellten und der im Versuch gemessenen tatsächlichen Eintauchtiefen darstellen.

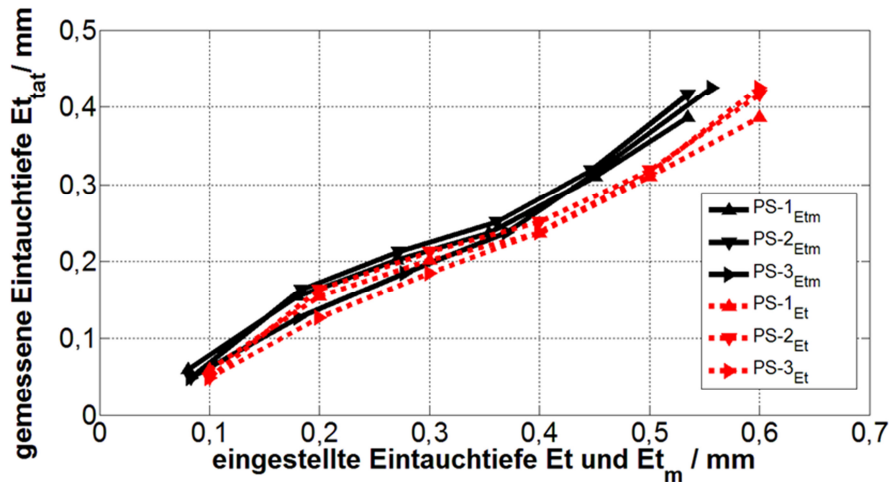


Bild 103: Abweichung zwischen der Maschinenangaben und der eingestellten Eintauchtiefe für die untersuchten Schweißparameter

Die unter Berücksichtigung von E_{t_m} aufbereiteten Ergebnisse aus der Analyse der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen sind in Bild 104 zusammen mit den Kennlinien aus dem analytischen Ein- und Zweifedermodell dargestellt. Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen der Messung und den auf Basis des Zweifedermodells ermittelten Kurven. Die höhere Genauigkeit des Zweifedermodells ist bedingt durch die analytische Verknüpfung zwischen den Maschinen- und den Halbzeugeigenschaften wie z. B. Werkstoff und Blechdicke.

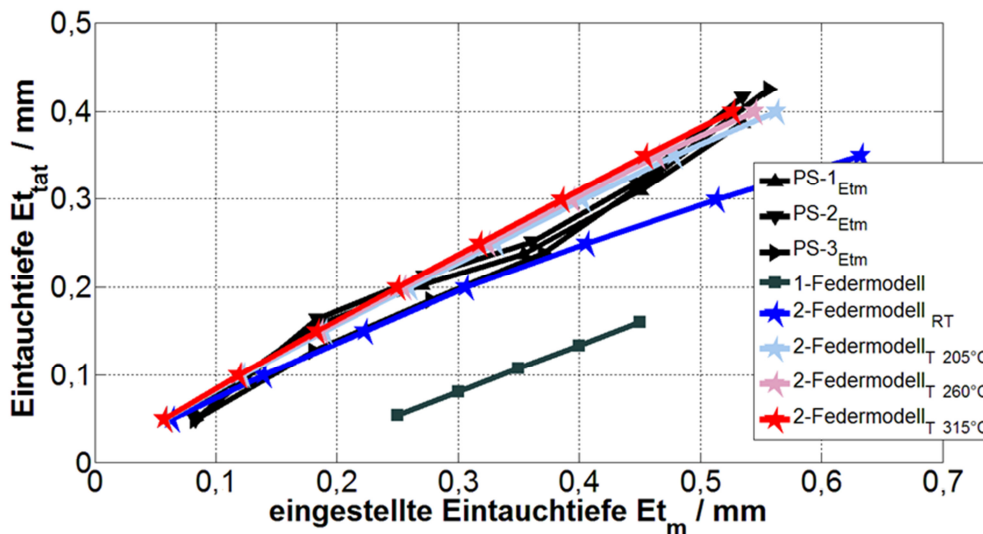


Bild 104: Vergleich der experimentell und der analytisch ermittelten Verhältnisse zwischen tatsächlicher und eingestellter Eintauchtiefe

Der Einfluss der Temperaturerhöhung auf die mechanischen Eigenschaften des Halbzeugs und somit auf die tatsächliche Eintauchtiefe sind am Beispiel der Kennlinien 2-Federmodell_{RT}, 2-Federmodell_{205 °C}, 2-Federmodell_{260 °C} und 2-Federmodell_{315 °C} veranschaulicht. Letztere repräsentieren die Ergebnisse des 2-Federmodells entsprechend bei Raumtemperatur, bei 205 °C, 260 °C und 315 °C. Aufgrund der Temperaturerhöhung und die daraus folgende Reduktion der Halbzeugsteifigkeit k_b dominiert im Maschinen-Halbzeugsystem die Halbzeugdeformation, was zur Erhöhung der tatsächlichen Eintauchtiefe führt. Dabei stimmen die Werte des analytisch hergeleiteten Verlaufs für 315 °C annähernd mit den Ergebnissen der Hochgeschwindigkeitsauswertung überein. Dies liegt daran, dass die Temperatur von 315 °C nah dem Bereich der FSW-Prozesstemperaturen für die verwendete Legierung EN AW-5454-O liegt. Letzteres kann mithilfe der in Bild 53 bis Bild 55 dargestellten Temperaturverläufe veranschaulicht werden, bei denen die an der Oberfläche aufgenommenen maximalen Temperaturen in der Größenordnung zwischen 230 °C und 350 °C variieren.

Aus der guten Übereinstimmung der analytisch und der experimentell ermittelten Kurvenverläufe in Bild 104 wird geschlossen, dass das vorgestellte 2-Federmodell die Zusammenhänge zwischen der eingestellten und der tatsächlichen Eintauchtiefe während des FSW-Prozesses in guter Näherung abbildet. Mithilfe dieses Modells und den Zusammenhängen zwischen dem Werkstoffverhalten und den Maschineneinflüssen können die im Prozess wirkenden Anpresskräfte, unter Berücksichtigung der Temperaturen und Halbzeugabmessungen, ebenfalls abgeschätzt werden. Dadurch wird neben der Bestimmung der Maschinenverformung die Auswahl der Anlagenparameter für unterschiedliche Anwendungen erleichtert. Die Vorteile des 2-Federmodells liegen nicht nur in seiner höheren Genauigkeit, sondern auch in der Möglichkeit mit analytischen Betrachtungen eine Abschätzung für spezifische FSW-Anwendungen, unter Berücksichtigung der vorliegenden Randbedingungen durchzuführen. Solche Randbedingungen sind beispielsweise die Werkstoffe und die Dicke der zu schweißenden Halbzeuge sowie die Steifigkeit der verwendeten Anlage. Auf diese Weise kann der experimentelle Aufwand beim Fügen von neuen Werkstoffen reduziert werden.

Die Ergebnisse des Zweifedermodells für höhere Temperaturen wurden ebenfalls am Bearbeitungszentrum HELLER MCH 210 validiert. Bedingt durch den Aufbau des Bearbeitungszentrums wurden für die Messung der Eintauchtiefe während des Schweißprozesses keine Hochgeschwindigkeitsaufnahmen gemacht. Zur messtech-

nischen Erfassung der Zusammenhänge zwischen den Verformungen der Komponenten des 2-Federmodells (Maschine und Halbzeug) während des Schweißprozesses wurde die Verformung in Form der Aufbiegung des Maschinenwinkels mithilfe von Lasersensoren dokumentiert.

Die verwendete Messanordnung mit dem Lasersensor an Messtelle 1 ist in Bild 105 dargestellt. Die Aufbiegung des Spannwinkels kann der Maschinenverformung gleichgesetzt werden, da die Schlittenposition durch die Positionsregelung konstant gehalten wird. Zudem ergeben Referenzmessungen am Schweißkopf der HELLER MCH 250 (Messstelle 2) eine relativ kleine Nachgiebigkeit von $0,25 \cdot 10^{-8}$ m/N. Aus diesem Grund wird angenommen, dass die Verlagerung des Maschinenkopfs während des Schweißprozesses keinen wesentlichen Einfluss auf die tatsächliche Eintauchtiefe E_{tat} hat.

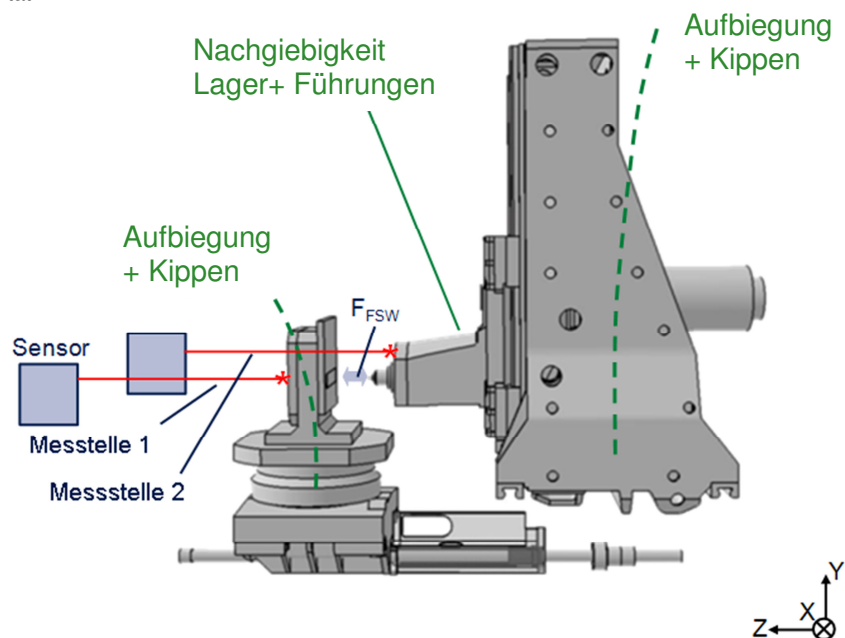


Bild 105: Laseroptische Messung der Verformungen des Spannwinkels und der Fräseeinheit während des Schweißprozesses /AIF09/

Bild 106 zeigt den Verlauf der Anpresskraft und die gemessene Verformung des Spannwinkels über der Zeit. Während des stationären Schweißvorgangs wurde eine Maschinenverformung von ca. -0,09 mm gemessen. Entsprechende Berechnungen, die nach dem 2-Federmodell für den Bearbeitungszentrum und die verwendete Legierung EN AW-5454-O bei einer Prozesstemperatur von 315° durchgeführt wurden, ergeben für die Maschinenverformung den Wert von -0,085 mm. Bei den Berechnungen wurden die Abmessungen von Schweißwerkzeug Nr.1, die in Tabelle 20 dargestellten Materialkennwerte der Legierung EN AW-5454-O bei 315 °C sowie die in Kap. 4.2.3 angegebene Maschinennachgiebigkeit verwendet.

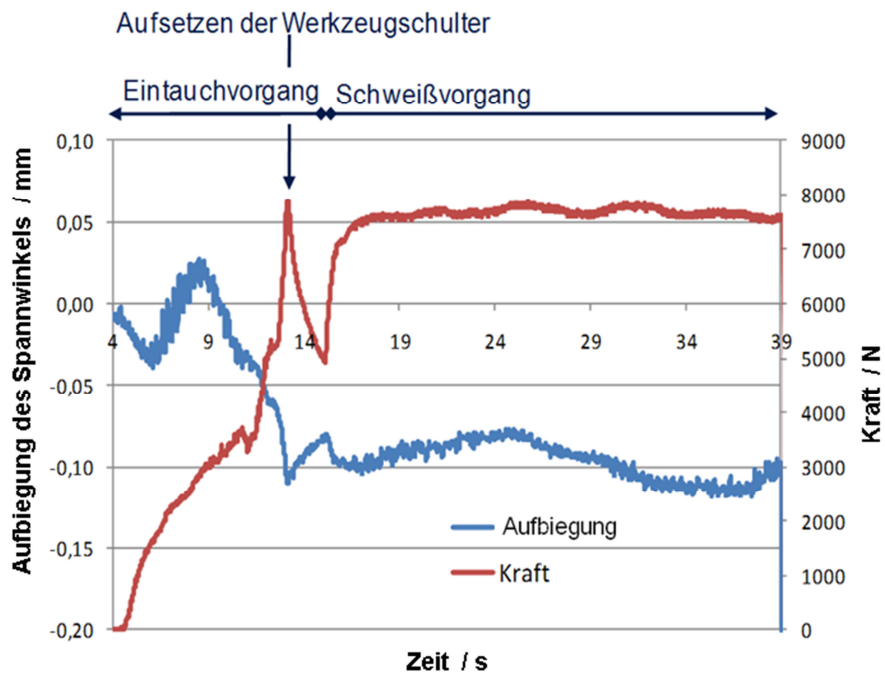


Bild 106: Verformung des Aufspannwinkels als Funktion der Prozesskraft (aufgenommen mittels eines Lasersensors) /AIF09/

Dieser Vergleich zeigt, dass das 2-Federmodell die Verhältnisse zwischen der Maschinenverformung und der berechneten Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ für unterschiedliche Anlagen mit einer guten Genauigkeit abbildet.

6 Zusammenfassung und Fazit

Die Entwicklung innovativer Leichtbaukonzepte in den letzten Jahren ist zunehmend durch den politischen und gesellschaftlichen Wandel im Umgang mit den Rohstoffen geprägt. In diesem Zusammenhang gewinnt der industrielle Einsatz des Rührreischweißverfahrens, das eine einfache, umweltfreundliche und wirtschaftliche Methode zum Fügen von Aluminiumwerkstoffen bietet, immer mehr an Bedeutung. Die Integration dieses Verfahrens in die Fertigung ist jedoch mit einer Reihe von Herausforderungen verbunden, die insbesondere auf die Übertragbarkeit von Schweißparametern auf unterschiedliche Bearbeitungsmaschinen zurückzuführen sind.

In dieser Arbeit wurde ein Modell zur Übertragbarkeit von FSW-Schweißparametern auf unterschiedliche Halbzeuge und Anlagen entwickelt, das auf einer Reihe von analytischen, numerischen und experimentellen Untersuchungen zur Quantifizierung und Beschreibung der Werkstoff-, Geometrie- und Steifigkeitseinflüsse auf den Rührreischweißprozess beruht.

Die als Grundlage für die Analyse der o. g. Zusammenhänge verwendete Datenbasis wurde im Rahmen mehrerer Versuchsreihen gewonnen, die mit standardisierten FSW-Werkzeugen und Spanntechnik an drei Versuchsanlagen durchgeführt wurden. Der Schweißvorgang wurde dabei von einer kontinuierlichen Aufnahme einer Vielzahl von FSW-Prozess- und Reaktionsgrößen begleitet. Die Ermittlung der mechanischen und der mikrostrukturellen Eigenschaften der Verbindungen erlaubte die Bewertung der verwendeten FSW-Parameter für die gegebene schweißtechnische Aufgabe. Darüber hinaus wurde die Qualität der Verbindungen, die mit den gleichen FSW-Parametern an unterschiedlichen Anlagen gefügt wurden, als Hauptkriterium für die Identifikation von Parametersätzen für die weiterführenden Untersuchungen eingesetzt. Für jeden Versuchswerkstoff wurden gezielt zwei Gruppen von Parametersätzen gewählt. Mit der ersten Gruppe von Parametersätzen (EN AW-5454-O: $v_x = 500$ mm/min, $n = 1000$ 1/min, $E_t = 0,3$ mm; EN AW-5754-O: $v_x = 500$ mm/min, $n = 1000$ 1/min, $E_t = 0,2$ mm; EN AW-6016-O: $v_x = 1500$ mm/min, $n = 2000$ 1/min, $E_t = 0,2$ mm;) konnte keine direkte Übertragbarkeit der guten Festigkeits- und Verformungseigenschaften der Verbindungen auf die unterschiedlichen Anlagen gewährleistet werden. In der zweiten Gruppe wurden Parametersätze betrachtet (EN AW-5454-O: $v_x = 250$ mm/min, $n = 1500$ 1/min, $E_t = 0,3$ mm; EN AW-5754-O: $v_x = 500$ mm/min, $n = 2500$ 1/min, $E_t = 0,2$ mm; EN AW-6016-O: $v_x = 1250$ mm/min, $n = 3000$ 1/min, $E_t = 0,2$ mm;), mit denen, unabhängig von den verwendeten

Schweißanlagen, eine wiederholbar gute Qualität der Verbindungen erzielt werden konnte.

Die Gegenüberstellung der o. g. Parametersätze deutet darauf hin, dass die begrenzte Übertragbarkeit des Fügeverfahrens auf die relativ geringe Wärmeeinbringung in der Fügezone zurückzuführen ist. Es wurde gezeigt, dass in solchen Fällen die Auswirkungen der geänderten Randbedingungen auf die Schweißnahtqualität, am Beispiel der unterschiedlichen Steifigkeiten der verwendeten Anlagen, direkt erkennbar sind. Darüber hinaus konnte nachgewiesen werden, dass der Einfluss der Anlagensteifigkeit und der Positioniergenauigkeit beim Fügen von dünnen Halbzeugen und von Werkstoffen mit hoher Festigkeit zunimmt.

Letzteres kann mit der Prozesskraft in Werkzeugrichtung F_z in Verbindung gesetzt werden. Die Anpresskraft F_z ist damit zusammen mit den daraus resultierenden elastischen Anlagenverformungen als wesentlicher Parameter bei der Ermittlung von Übertragbarkeitskriterien identifiziert /EIR06/, /AIF07/, /ZAE09/ und durch die Analyse der Versuchsergebnisse bestätigt worden. Bestehende Übertragbarkeitsmodelle können jedoch die in den Schweißexperimenten ermittelten Zusammenhänge nur unzureichend abbilden, da im Mittelpunkt der zugrunde liegenden Untersuchungen bevorzugt die Anlageneigenschaften gestellt wurden. Die Erfassung und die Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen den zu schweißenden Bauteilen und den Prozessparametern wurden hierbei grundsätzlich vernachlässigt. Die Erstellung eines präzisen Übertragbarkeitsmodells ist nur unter Berücksichtigung dieser Interaktion zwischen Maschine und Bauteil möglich, weil in der Realität sowohl die Schweißanlage als auch die zu fügenden Halbzeuge unter der Einwirkung der Anpresskraft F_z verformt werden.

Das in dieser Arbeit erstellte mechanische Modell des Schweißsystems bietet die Möglichkeit die Anpresskraft F_z als Funktion der Abmessungen und der Materialeigenschaften der Halbzeuge zu ermitteln. Dafür wurde das Anlagen-Werkstoffsystem als zwei in Reihe geschaltete Federn dargestellt, wobei die erste Feder die Steifigkeit der Maschine k_m und die zweite Feder die Bauteilsteifigkeit k_b abbildet. Bei der analytischen Beschreibung der Bauteilsteifigkeit k_b wurde berücksichtigt, dass die Halbzeuge überelastisch beansprucht werden und nicht im Sinne der klassischen Feder betrachtet werden dürfen. Für die Beschreibung des überelastischen Materialverhaltens wurden Werkstoffmodelle verwendet, die sich in der Umformtechnik etabliert haben, bei welcher, ähnlich wie im FSW-Vorgang, die Halbzeuge große Verformungen erfahren. Ein Beispiel dafür ist die Anwendung der Ludwik Gleichung bei der

analytischen Ermittlung der Steifigkeit k_b , die mit der Festigkeitssteigerung des Halbzeugmaterials ebenfalls erhöht wird. Darüber hinaus hat die Bauteildicke ebenfalls einen wesentlichen Einfluss auf die Bauteilsteifigkeit k_b . Es wurde festgestellt, dass die Zunahme der Blechdicke l_0 mit einer Reduktion der Bauteilsteifigkeit k_b verbunden ist. Letztere kann als der Halbzeugwiderstand gegen das Eintauchen des FSW-Werkzeugs auf einer vorgegebenen Eintauchtiefe betrachtet werden. Somit ist sie proportional zum Niveau der Anpresskraft, die sich im Laufe des FSW-Prozesses einstellt.

Die Evaluation dieser These sowie des analytischen Ansatzes zur Berechnung der Bauteilsteifigkeit k_b konnte aufgrund der begrenzten Variabilität der im Rahmen des Projekts vorhandenen Halbzeuge nicht auf rein experimenteller Basis erfolgen. Sie wurde mithilfe von FEM-Untersuchungen erweitert, die die Simulation des Eintauchens des FSW-Werkzeugs in Halbzeugen mit variierenden Dicken und Werkstoffen ermöglichen. Das analytische Modell zur Beschreibung der Abhängigkeit zwischen der Blechsteifigkeit und der Anpresskraft wurde durch die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen bestätigt.

Die Verknüpfung der Anlagen- und der Bauteilsteifigkeit in dem Zweifedermodell hat zu einer genaueren Bestimmung der Maschinen- und der Systemverformung und somit zu einer deutlichen Verbesserung der bestehenden Übertragbarkeitsansätze geführt. Letztere wurden anhand von Schweißversuchen bestätigt, in denen die tatsächliche Eintauchtiefe mittels optischer Messverfahren erfasst wurde. Der Abgleich zwischen den experimentell ermittelten Beträgen der tatsächlichen Eintauchtiefe und den Ergebnissen des Zweifedermodells sowie der bestehenden Übertragbarkeitsmodelle wurde für FSW LEGIOTM 3ST und HELLER MCH 210 durchgeführt und zeigt deutlich die Vorteile des in dieser Arbeit hergeleiteten Ansatzes. Das Zweifedermodell bildet die Experimente mit einer guten Genauigkeit ab, da er im Gegensatz zu der bisherigen Vorgehensweise die Wechselwirkung zwischen der Anlagentechnik, den Prozessparametern und den Fügepartnern erfasst.

7 Literatur

- /ABQ07A/ Abaqus Analysis User's Manual III: Materials, Version 6.7; Hibbit, Karlson & Sorensen Inc., Pawtucket, 2007
- /ABQ07B/ Getting Started with ABAQUS/Explicit, Version 6.7; Hibbit, Karlson & Sorensen Inc., Pawtucket, 2007
- /AIF07/ AiF- Vorhaben-Nr.: 14572 N Abschlussbericht: Untersuchungen zur Übertragbarkeit von Prozessparametern auf Anlagen unterschiedlicher Bauart beim Herstellen von Tailored Blanks auf geschlossener Bahn mittels Rührreibschweißen.
- /AIF08/ AiF- Vorhaben-Nr.:15685 N Abschlussbericht: Mikrostrukturelle Analyse des Ermüdungs- und Schädigungsverhaltens von FSW- Schweißverbindungen sowie Lebensdauervorhersage betriebsbeanspruchter FSW-Bauteile unter Berücksichtigung korrosiver Effekte.
- /AIF09/ AiF- Vorhaben-Nr.:15668 N Abschlussbericht: Erarbeitung von Konzepten zur Bewertung der Eignung von Anlagen für das Rührreibschweißen sowie zur Übertragbarkeit von Schweißparametern.
- /AND11/ Andricevic N.: Experimentelle und rechnerische Untersuchung des Untereinflusses auf das Parameterfeld dünner FSW-Aluminiumverbindungen, Studienarbeit Nr. 755471, IMWF-Universität Stuttgart, 15.Februar.2011
- /Ass04/ Assman B., Selke P.: Technische Mechanik-Band 3 Kinematik und Kinetik, 13. Auflage 2004, Oldenbourg Wissenschaftsverlag GmbH, ISBN 3-486-27294-2
- /AP10/ Aristov V. M.: Darstellende Geometrie, Lehrstuhl für Ingenieur- und Computergrafik 2002, (Zugriff: 23.03.2010)
<http://graphics.distant.ru/nachgeom/08-2.html#8-2-2>
Originaltitel: Аристов В. М., Кафедра инженерной и компьютерной графики РХТУ, НАЧЕРТАТЕЛЬНАЯ ГЕОМЕТРИЯ 2002 г.
- /BAR12/ Bargel H.-J. und Schulze G., Werkstoffkunde, 11. Bearb. Auflage 2012, Springer Verlag Berlin-Heidelberg, ISBN 0937-7433
- /BAR99/ Barrentine, Larry B., An introduction to design of experiments: a simplified approach, printed 1999 by ASQ, ISBN 0-87389-444-8
- /BAY08/ Bayrisches Online- Materialinformationssystem, Werkstoffdatenbank, (Zugriff:5.12.2008)

- <http://www.format.mwn.de/Werkstoffe/werkPhysikalischDetails.do;jsessionid=A214D5A09CD960EA6B77E4997E246632?werkid=124>
- /BIR05/ Birol Y., Karlick M.: Bake hardening of twin roll cast Al-Mg-Si sheet Materials, Science and Technology. 21, 2005
- /CHR03/ Christner B., McCoury J., Higgins S.: Development and Testing of Friction Stir Welding (FSW) as a Joining Method for Primary Aircraft Structure. TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of 4th International Friction Stir Welding Symposium, Park City (USA) 14.-16. Mai 2003.
- /CLO10/ Glossary of Materials Testing ; (Zugriff: 15.06.2010)
<http://www.instron.de/wa/glossary/Secant-Modulus-of-Elasticity.aspx>
- /DAN09/ Dankert J., Dankert H.: Technische Mechanik- Statik/ Festigkeitslehre/ Kinematik, 5. Auflage 2009, Vieweg+ Teubner Fachverlage GmbH, ISBN 978-3-8351-0177-7
- /DAN10/ Dantec Dynamics A/S, DynamicStudio v3.14 User's Guide; Publication no.: 9040U1851, 2010
- /DAT97/ Datta J.: Aluminium Schlüssel, 5. Auflage 1997, Aluminium-Verlag Marketing & Kommunikation GmbH, ISBN-10:3-87017-273-8
- /DAV93/ Davis J. R.: ASM Specialty Handbook: Aluminum and Aluminum Alloys, ASM International 1993, ISBN: 978-0-87170-496-2
- /DES99/ Deschamps, A.; Niewczas, M.; Bley, F.; Brechet, Y.; Embury, J.D.; Lesinq, L.; Livet, F.; Simon, J.P.: Low-temperature dynamic precipitation in a supersaturated Al-Zn-Mg alloy and related strain hardening. Philosophical Magazine A Vol. 79 Nr. 10, 1999
- /DEV07/ Devrient, B.: Untersuchungen zum Einfluss der dynamischen Reckalterung auf die mediumgestützte Risskorrosion von niedriglegierten Stählen in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser. Dissertation, MPA Universität Stuttgart (2007)
- /DIN00/ Ding, J.: Force characterization on the welding pin of a friction stir welding retractable pin tool using aluminium-lithium 2195. In: TWI (Hrsg.): Proceedings of the 2nd International Friction Stir Welding Symposium. Gothenburg (Schweden) 26.-28.6.2000.
- /DIN09/ DIN EN ISO 25239-1, 2009 Rührreißschweißen- Aluminium - Begriffe

- /DINEN9/ DIN EN 895, Mai 1999. Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen - Querzugversuch; Deutsche Fassung
- /DON08/ Donath D.: Bauaufnahme und Planung im Bestand, 1. Auflage 2008, ISBN 978-3-8348-0398
- /EIR03/ Eireiner D.: Rührreißschweißen mit NC-Bearbeitungszentrum. Iwb Newsletter 11, 2003
- /EIR04/ Eireiner D.: Friction stir welding using NC milling machines. Welding and Cutting 3, 2004
- /EIR06/ Eireiner D.: Prozessmodelle zur statischen Auslegung von Anlagen für das Friction Stir Welding. Dissertation, Technische Universität München 2006. München: Utz 2006. ISBN: 3-83160-650-1. (*iwb* Forschungsberichte 201).
- /EN09/ EN 6892-1: Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur; CEN Europäisches Komitee für Normung, Berlin 2009
- /EN90/ EN 10002-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren; CEN Europäisches Komitee für Normung, Berlin 1990
- /FRE06/ Friedli M., Grob T.: Zusammenfassung Werkstoff und Fertigung; ETH Zürich 2006
- /GET10/ Getreuer P.: Tutorial- Image Processing with MATLAB. (Zugriff: 23.09.2010) <http://www.math.ucla.edu/~getreuer/matlabimaging.html>
- /GSI08/ Gesellschaft für Schweißtechnik International mbH, Unterlagen zum Lehrgang Internationaler Schweißfachingenieur, Teil 2 : Werkstoffe und deren Verhalten beim Schweißen
- /HAA03/ Haag Matthias: Hochtemperaturverformung geschlossenzelliger Aluminiumbasisschäum, Dissertation an der Universität Stuttgart, Bericht Nr. 143, August 2003, (Zugriff: 27.06.2010) <http://elib.uni-stuttgart.de/opus/volltexte/2004/1598/pdf/DisvonMatthiasHaag134Bibliotek.pdf>
- /HAL10/ Halverson B., Hinrichs J. F.: Friction Stir Welding (FSW) of Littoral Combat Ship Deckhouse Structure
- /HAR09/ Harms A.: Untersuchung des konduktiven Rührreißschweißens an Stahl- und Aluminiumwerkstoffen, gemeinsames Kolloquium „Integration des Rührreißschweißens in technischen Prozessketten, Berlin, 06.Oktober.2009

- /HIR00/ Hirsch A.: Werkzeugmaschinen Grundlagen, Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/ Wiesbaden 2000; ISBN 3-528-04950-2
- /HIR01/ Hirano S., Okamoto K., Aota K., Okamura H., Aono Y., Odakura T.: Development of 3 dimensional type friction stir welding equipment. In: TWI (Hrsg.): Proceedings of the 3rd International Friction Stir Welding Symposium. Kobe (Japan) 27.-28.9.2001.
- /HSM01/ HSM Stahl- und Metallhandel GmbH (Zugriff: 14.11.2008) <http://www.hsm-stahl.de/index.php?id=49>
- /INF07/ Infra Tec GmbH, Benutzerhandbuch VarioCAM high resolution, Stand: September 2007
- /INF08/ Infra Tec GmbH, IRBIS[®] 3 Infrarot-Thermographiesoftware Benutzerhandbuch, Stand: Juni 2008
- /INT11/ Integration des Rührreißschweißens in Fertigungsprozessketten, 2011 Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, ISBN 978-3-942541-09-1
- /Iss95/ Issler, Ruoff, Häfele: Festigkeitslehre- Grundlagen, 1. Auflage 1995, Springer- Verlag Berlin Heidelberg New York, ISBN 3-54058166-9
- /JOH01/ Johnson, R.: Forces in Friction Stir Welding of Aluminium Alloys. In: TWI (Hrsg.): Proceedings of the 3rd International Friction Stir Welding Symposium. Kobe (Japan) 27.-28.9.2001.
- /KAM13/ Kamiske Gerd F (Herausgeber), Handbuch QM-Methoden, 2. Aktualisierte und erweiterte Auflage 2013, Carl Hanser Verlag München, ISBN 978-3-446-43558-2
- /KLE13/ Kleih L., Theoretische und experimentelle Analyse des Bauteilverhaltens rührreibgeschweißter Überlappverbindungen, Dissertation, MPA Universität Stuttgart (2013)
- /KUM12/ Kumar R., Snigh K., Pandey S.: Process forces and heat input as function of process parameters in AA5083 friction stir welds. In Trans. Nonferrous Met.Soc: China 22, 2012
- /KÜN01/ Künne B.: Einführung in den Maschinenelemente; 2. überarbeitete Auflage April 2001, Verlag B.G. Teubner GmbH, ISBN- 3-519-16335-7
- /LAT03/ Lahti K., Larsson R.: Thicker, faster and easier Friction Stir Welding. In TWI Ltd. (Hrsg.) Proceedings of 4. International Friction Stir Welding

- Symposium; Park City (USA) 14.-16. Mai 2003.
- /LEA08/ Leal R.M., Leitão C., Loureiro A., Rodrigues D.M., Vilac P.: Material flow in heterogeneous friction stir welding of thin aluminium sheets: Effect of shoulder geometry; Materials Science and Engineering A 498, 2008
- /LIE01/ Lienert T.J., Stellwag W.L.: Determination of Load, Torque and Tool Temperature During Friction Stir Welding of Aluminium Alloys, 2011 AWS Convention
- /LIE03/ Lienert T.J., Stellwag W.L., Lehman L.R.: Heat Inputs, Peak Temperatures and Process Efficiencies for FSW, Proceedings of the 4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, UT, USA; 14-16 May 2003
- /LMS00/ <http://www.lmsintl.com/>
- /LON01/ London B, Mahoney M, Bingle W, Calabrese M, Waldron D.: A Weld Marker Technique for Flow Visualization in FSW. Proceedings of the Third International Symposium on Friction Stir Welding. Cambridge: TWI; 2001.
- /LÜB10/ Lübke T., Proseminar Computer Vision SS 2004: Elementare Bildverarbeitung – lokale Operationen. (Zugriff: 23.09.2010) <http://www.informatik.uni-ulm.de/ni/Lehre/SS04/ProsemCV/pdfs/tluebke.pdf>.
- /MAY06/ Meyer A., Tailored Welded Blanks in the new AUDI R8, Proceedings of 6th International Friction Stir Welding Symposium; Saint-Sauveur (Kanada) 10.-13. Oktober 2006
- /MIS05/ Mishra R.S., Ma Z.Y.: Friction Stir welding and processing, Material Science and Engineering R 50, 2005
- /MIS07/ Mishra R.S., Mahoney M. W.: Friction Stir Welding and Processing, 2007, ASM International, DOI: 10.1361/fswp2007p175
- /MOC98/ Mochoney, M.V., Rhodes C.G., Flintoff, J.G., Spurling, R.A., Bingel W.H., Metall mater Trans 1998
- /MOE82/ Möser M.: Elektronenmikroskopie in der Festkörperphysik, Hrsg. H. Bethge und J. Heydenreich, VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin 1982, S. 341-358
- /NEU09/ Neumann T.P., Wilden J., Luhn T.: Werkstoff- und prozesstechnische

- Qualifizierung des FSW für die stahlintensive Hybridbauweise, gemeinsames Kolloquium „Integration des Rührreibschweißens in technischen Prozessketten, Berlin, 06.Oktober.2009
- /NIS03/ Nishihara T., Nagasaka Y.: Measurement of Tool Temperature During Friction Stir Welding, Proceedings of the 4th International Symposium on Friction Stir Welding, Park City, UT, USA; 14-16 May 2003
- /OST07/ Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium, 2. Auflage 2007, Springer- Verlag Berlin Heidelberg New York
- /PAL04/ Palm F., Henneböhle U., Erofeev V., Karpuchin E., und Zaitzev O.: Improved Verification of FSW-Process Modelling Relating to the Origin of Material Plasticity, vorgestellt am 5. International Symposium für Rührreibschweißen, März, Frankreich, 2004.
- /PET94/ Petzow, G.: Metallographisches, keramographisches und plastographisches Ätzen, 2. Ausgabe 1994, Gebr. Bornträger, Berlin
- /QUA06/ Quarteroni A., Saleri F.: Wissenschaftliches Rechnen mit MATLAB, Springer- Verlag Berlin Heidelberg 2006, ISBN-10 978-3-540-25005-0
- /REC04/ Record, J. H.; Covington, J. L.; Nelson, T.; Sorensen, C.; Webb. B. W.: Fundamental Characterization of Friction Stir Welding. In: TWI (Hrsg.): Proceedings of the 5th International Friction Stir Welding Symposium. Cambridge: TWI Ltd 2004. ISBN: 1-90376-104-2.
- /REC07/ Record, J. H.; Covington, J. L.; Nelson, T.; Sorensen, C.; Webb. B. W.: A Look at the statistical Identification of Critical Process Parameter in Friction Stir Welding, Welding Journal - April 2007 - American Welding Society
- /REY03/ Reynolds A.P., Tang W., Gnaupel-Herold T., Prask H.: Structure, properties and residual stress of 304L stainless steel friction stir welds, Scripta Materialia 48, 2003
- /REY05/ Reynolds A.P., Hood E., Tang W.: Texture in friction stir welds of Timetal 21 S, Scripta Materialia 52, 2005
- /ROO04/ Roos, E., Greitmann, M. J., Rührreibschweißen – Eine moderne Fügemethode mit großem Einsatzpotenzial Lightweight Design 4/2008
- /ROO07/ Roos E., Skript zur Vorlesung: Leichtbau und Werkstofftechnik, 8. Auflage 2007, Herausgeber: Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre, Universität Stuttgart

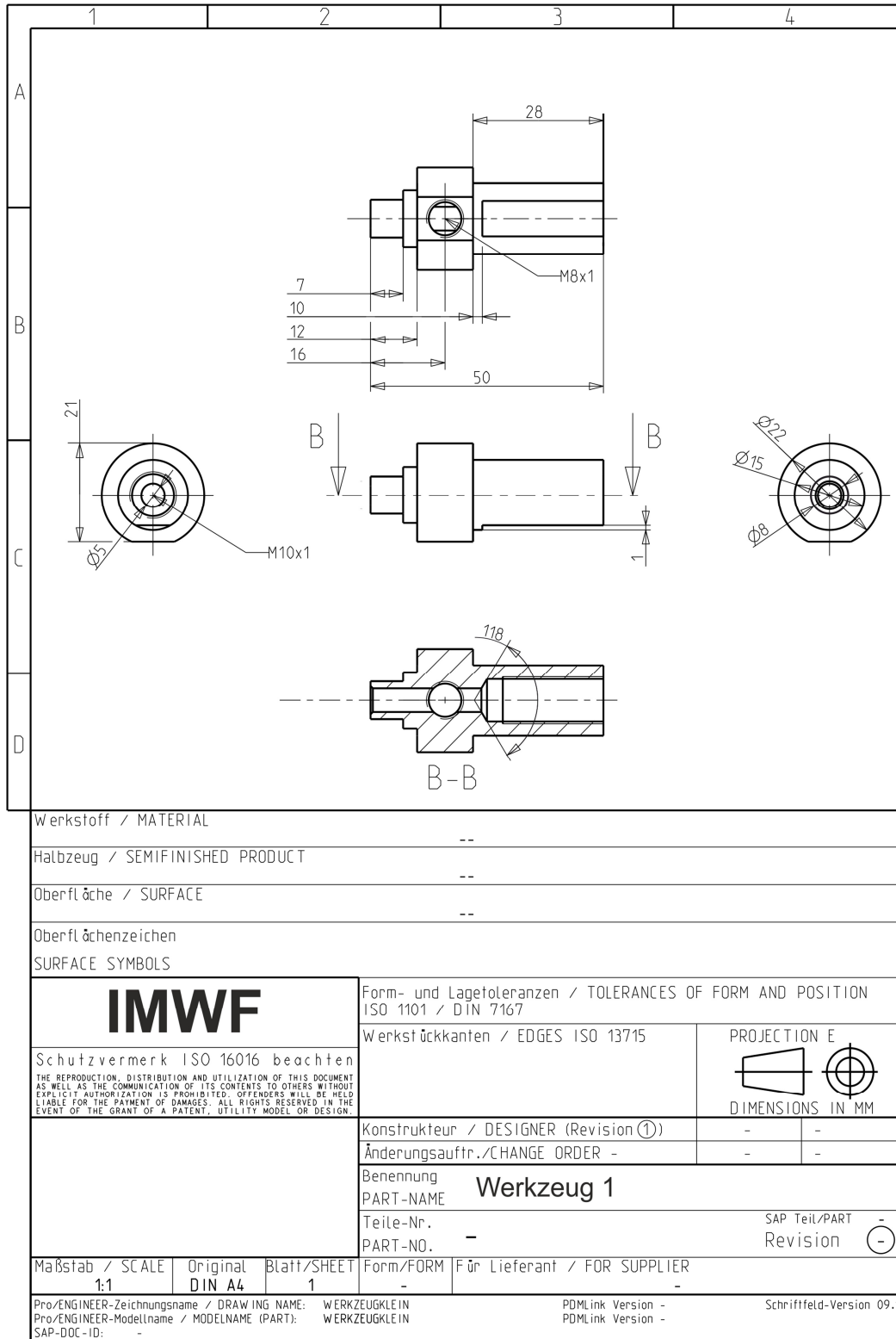
- /ROO08/ Roos E. und Maile K.: Werkstoffkunde für Ingenieure, 3. Auflage 2008, Springer- Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-540-68398-8
- /RUK10/ Rukavina N.: Proseminar Computer Vision SS 2004: Elementare Bildverarbeitung – MATLAB Quicke Guide. (Zugriff: 23.09.2010)
<http://www.ee.hacettepe.edu.tr/~solen/Matlab/MatLab/Matlab%20-%20Elementare%20Bildverarbeitung%20-%20Matlab%20Quickguide.pdf>
- /SAR04/ Sarkar, J.; Kutty, T.R.G.; Wilkinson, D.S.; Embury, J.D.; Lloyd, D.J.: Tensile properties and bendability of T4 treated AA6111 aluminum alloys, Materials Science and Engineering A369, 2004
- /SAT04/ Sato Y.S., Kurihara Y., Park S.H.C, Kokawa H, Tsuji N.: Friction stir welding of ultrafine grained Al alloy 1100 produced by accumulative roll-bonding, in Scripta Materialia 50, 2004
- /SCH04/ Schmidt H., Hattel J. and Wert J.: An analytical model for the heat generation in friction stir welding, Modeling and Simulation in material Science and Engineering 12 (2004) 143-157, PII:S0965-0393(04)69225-4
- /SCH10/ Schulze, G.: Die Metallurgie des Schweißens Eisenwerkstoffe – Nichteisenmetallische Werkstoffe, 4. Neu bearbeitete Auflage 2010, Springer Verlag Berlin-Heidelberg, ISBN 978-3-642-03182-3
- /SCH89/ Schmitt-Thomas K. G., Siede R., Technik und Methodik der Schadensanalyse, 1. Ausgabe Düsseldorf 1989, VDI-Verlag GmbH, ISBN: 3-18-400845-2
- /SCH90/ Schumann H.: Metallographie, 13. Neubearb. Auflage 1991, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie GmbH, ISBN: 3-342-00431-2
- /SEI01/ Seidel, T.U., Reynolds, A.P., Visualization of the Material Flow in AA2195 Friction-Stir Welds Using a Marker Insert Technique, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 32A, 2001
- /TAN98/ Tang W., Guo X., Mc Clure J.C., Murr L.E. and Nunes A.: Heat input and temperature distribution in FSW; Journal of Materials Processing and Manufacturing Science, 7(2), 1998
- /TEC11/ Technik Lexikon (Zugriff: 07.06.2011)
<http://www.techniklexikon.net/d/knetlegierungen/knetlegierungen.htm>
- /TES10/ Tesfu-Zeru T. et al.: Microstructure oriented fatigue and damage analysis of Al/Al and Al/steel friction stir weldings (FSW) considering corrosive effects, In Proc. EUROCORR 2010, Moskau

- /THO03/ Thompson J.: Space Shuttle ET Friction Stir Weld Mashines. IN TWI Ltd. (Hrsg.) Proceedings of 4. International Friction Stir Welding Symposium; Park City (USA) 14.-16. Mai 2003.
- /TUT08/ Tutum, C.C., Schmidt, H.B., Hattel, J.H., Optimization of the Process Parameters for Controlling Residual Stress and Distortion in Friction Stir Welding, International Conference on Simulation Based Engineering and Sciences, TCN CAE 2008
- /UYY06/ Uyyru R. K.: Numerical Analysis of FSW Process, Journal of Materials Engeneerign and Performance, Volume 15 October 2006
- /VUG05/ Vugrin T., Schmucker M.: Root flaws of friction stir welds - an electron microscopy study, Friction Stir Welding and Processing III, TMS, Warrendale PA
- /WEC06/ Weck M., Brecher Ch.: Werkzeugmaschinen 5 (Messtechnische Untersuchung und Beurteilung,dynamische Stabilität); 7., neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2006; ISBN 13 978-3-540-22505-8 Berlin Heidelberg New York
- /WEC86/ Weck, E.; Leistner E.: Metallographische Anleitung zum Farbätzen nach dem Tauchverfahren Teil III: Nichteisenmetalle, Hartmetalle und Eisenwerkstoffe, Nickel-Basis- und Kobalt-Basis-Legierungen. DVS 1986, Düsseldorf, ISBN: 978-3-87155-094-2
- /WEL10/ Weltner Kl.: Mathematik für Physiker 1, 16. Auflage 2010, Springer Verlag Berlin- Heidelberg, ISBN 978-3-642-15526-0
- /ZAE09/ Zaeh M.F., Gebhard P.: Übertragbarkeit von Schweißparametern beim Rührreibschweißen, Große Schweißtechnische Tagung, 14 bis 19 September, 2009

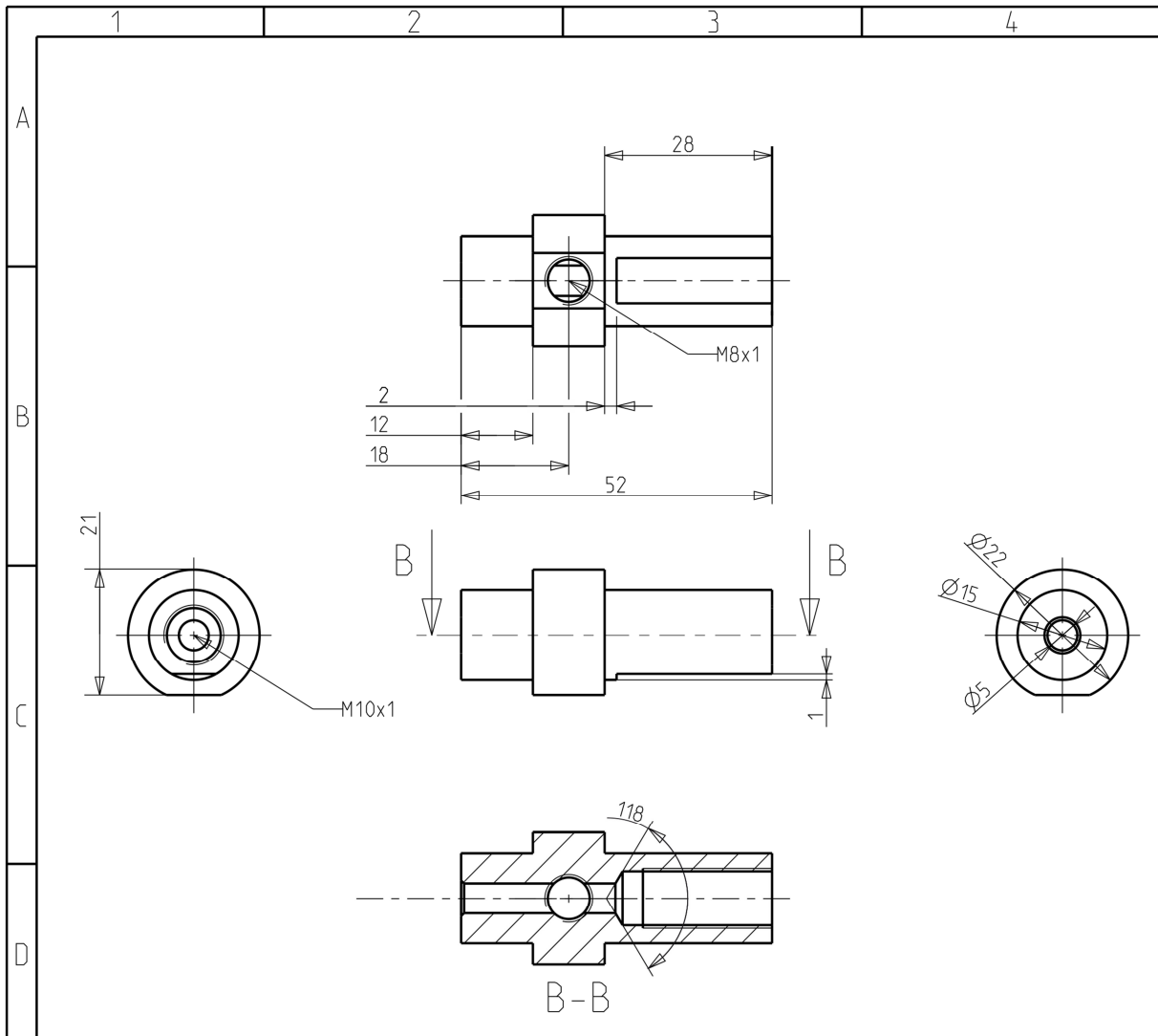
8 Anhang

8.1 Technische Zeichnungen der verwendeten Werkzeuge und Pin

Werkzeug Nr. 1

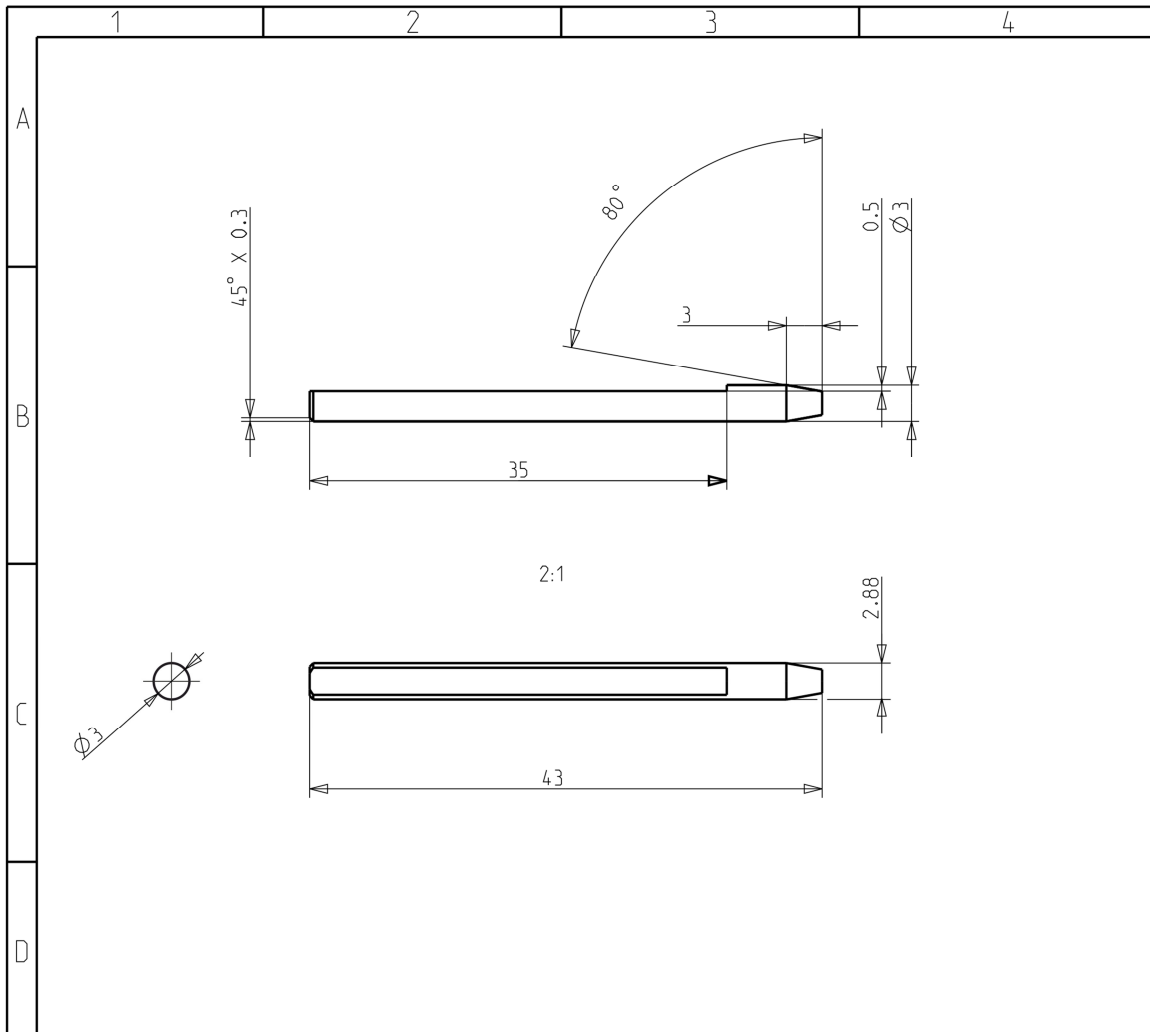



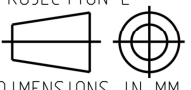
Werkzeug Nr. 2



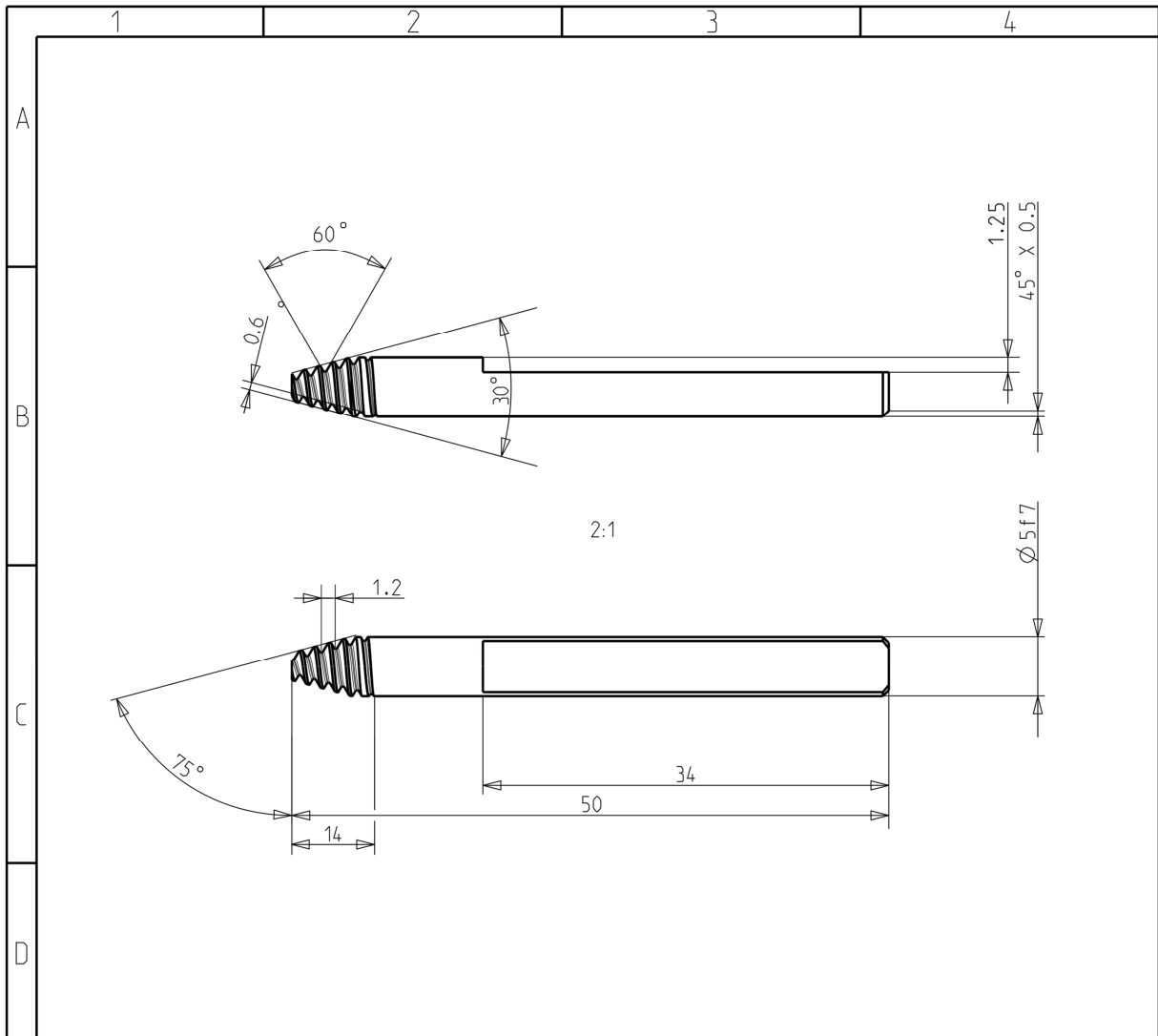
Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
<p>IMWF</p> <p>Schutzvermerk ISO 16016 beachten</p> <p><small>THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small></p>		Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167	
		Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	PROJECTION E DIMENSIONS IN MM
		Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)	
		Änderungsauftr./CHANGE ORDER -	
		Benennung PART-NAME Werkzeug 2	
		Teile-Nr. PART-NO. -	SAP Teil/PART Revision
Maßstab / SCALE 1:1	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM Für Lieferant / FOR SUPPLIER -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: WERKZEUGKLEIN		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): WERKZEUGKLEIN		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

Pin Nr. 1



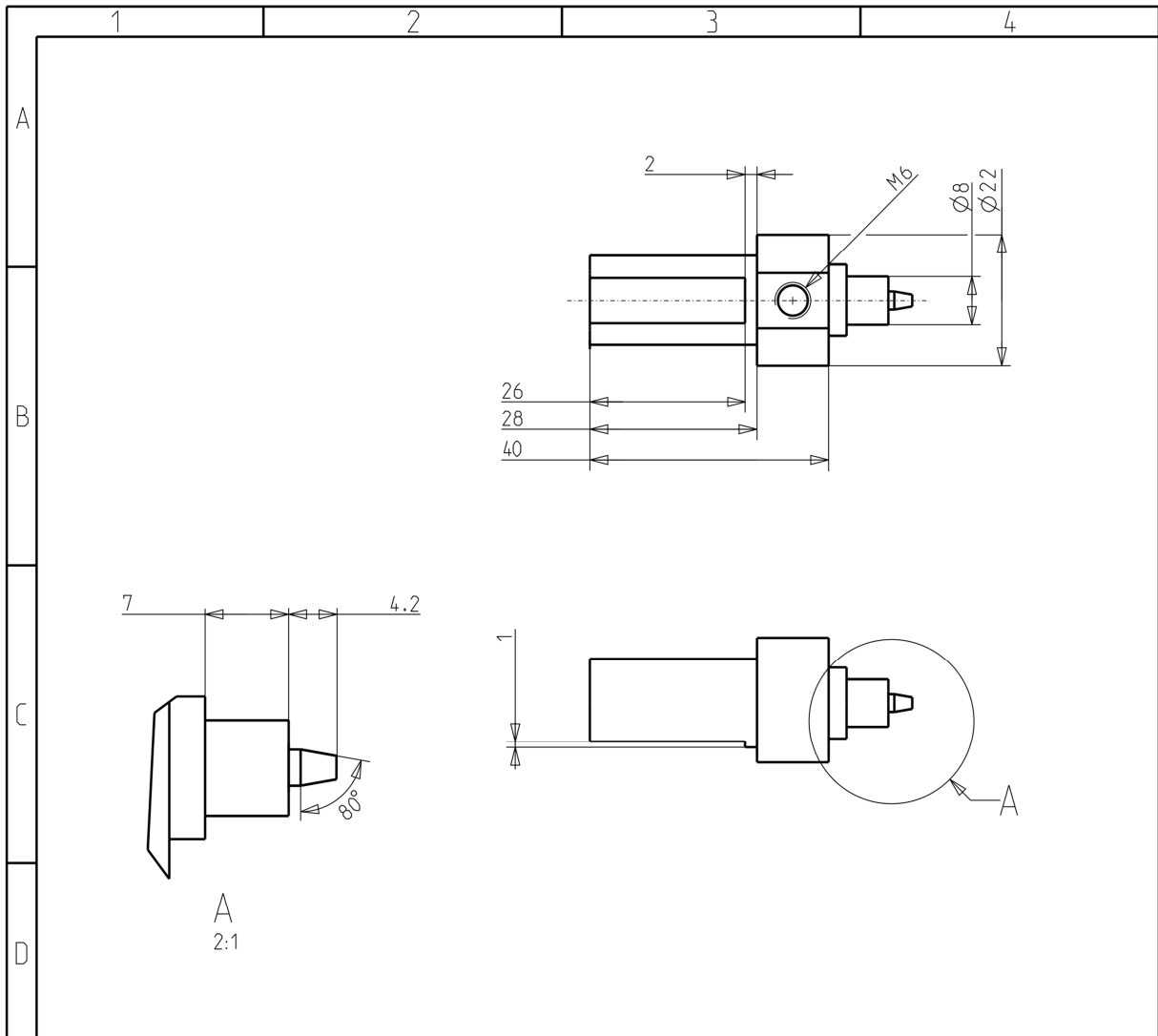
Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
		Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167	
		Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	 PROJECTION E DIMENSIONS IN MM
Schutzvermerk ISO 16016 beachten <small>THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>		Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①) - - Änderungsauftr./CHANGE ORDER - -	
		Benennung PART-NAME Pin 1	
		Teile-Nr. PART-NO. - SAP Teil/PART - Revision (-)	
Maßstab / SCALE 2:1	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM - Für Lieferant / FOR SUPPLIER -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: PIN3		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): PIN_3		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

Pin Nr. 2



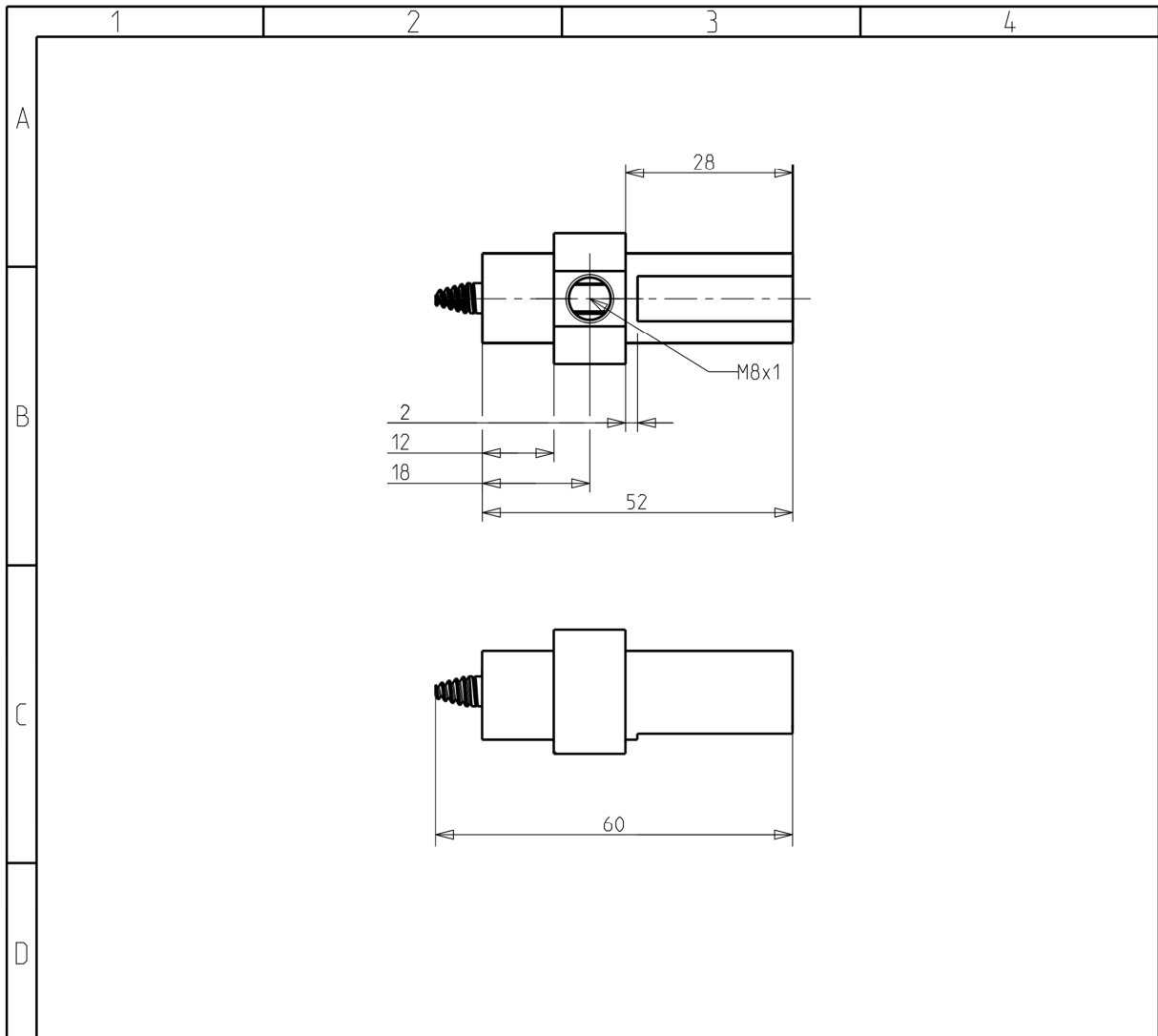
Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
IMWF	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		
	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	PROJECTION E DIMENSIONS IN MM	
<small>Schutzvermerk ISO 16016 beachten THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>			
Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)		-	-
Änderungsauftr./CHANGE ORDER		-	-
Benennung Pin 2			
PART-NAME			
Teile-Nr.		SAP Teil/PART -	
PART-NO.		Revision	
Maßstab / SCALE 2:1	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/Form Für Lieferant / FOR SUPPLIER -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: PIN5		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): PIN_5		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

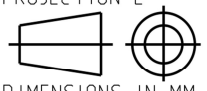

Zusammenbau Nr. 1



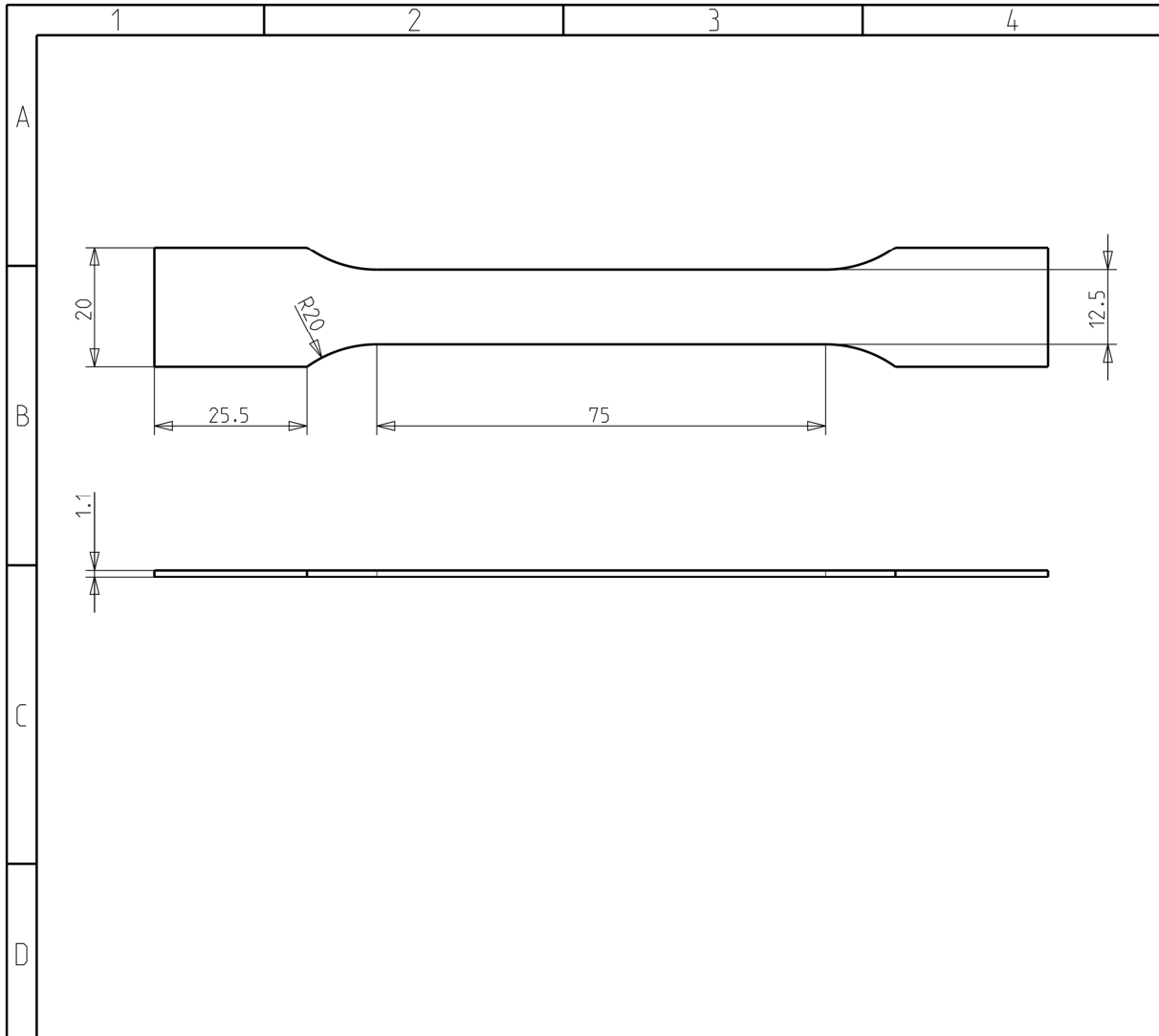
Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		
	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715 <small>Schutzvermerk ISO 16016 beachten THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>	PROJECTION E DIMENSIONS IN MM	
Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)		-	-
Änderungsauftr./CHANGE ORDER		-	-
Benennung Werkzeug 1 mit Pin 1			
PART-NAME			
Teile-Nr.		SAP Teil/PART -	
PART-NO.		Revision	
Maßstab / SCALE	Original	Blatt/SHEET	Form/FORM Für Lieferant / FOR SUPPLIER
1:1	DIN A4	1	-
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: WERZEUGKLEINMITPIN		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (ASSEM): WERZEUGMITPIN_KLEIN		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	


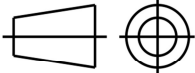
Zusammenbau Nr. 2

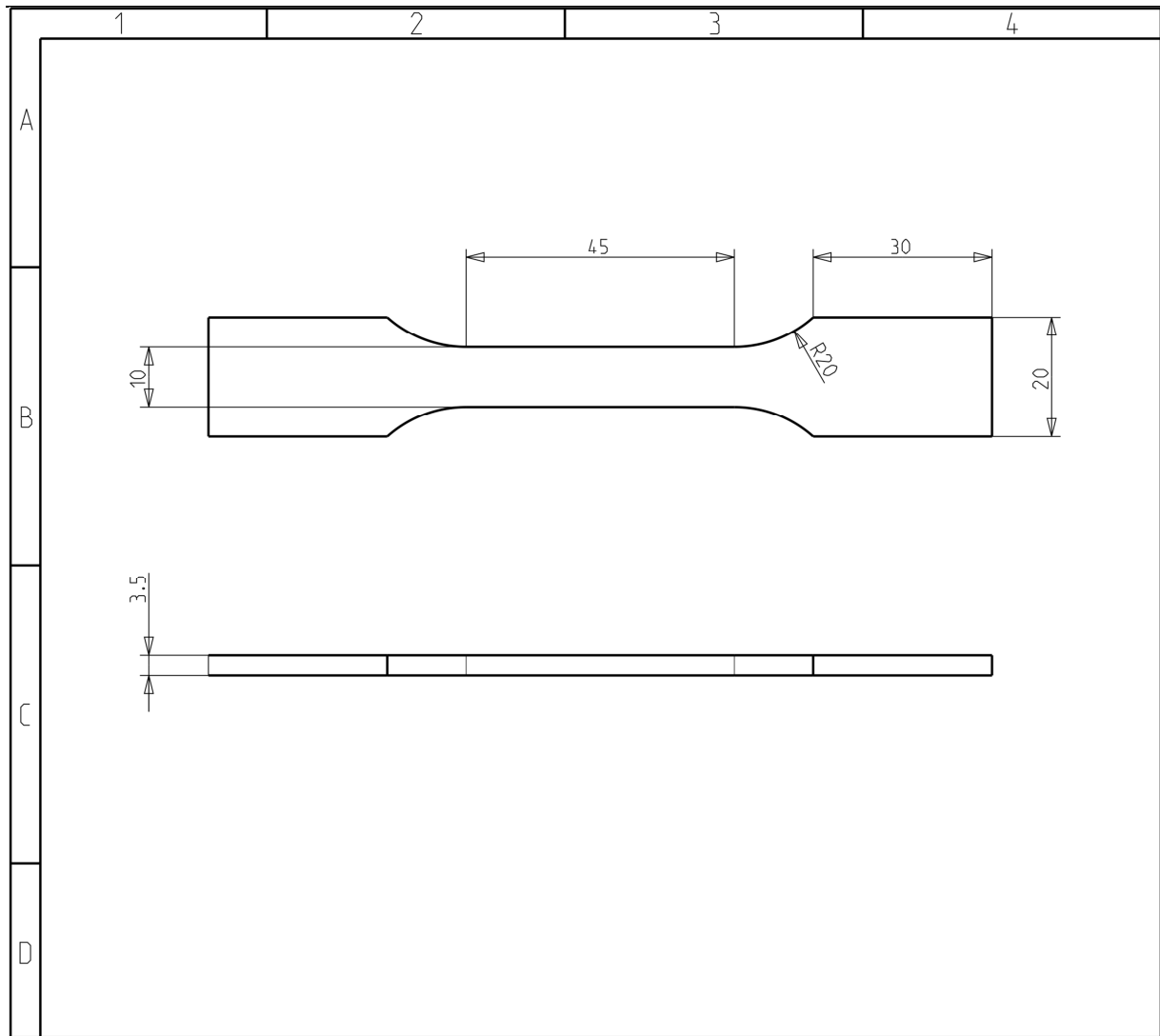



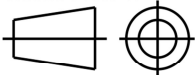
Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
IMWF	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		
	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	PROJECTION E  DIMENSIONS IN MM	
Schutzvermerk ISO 16016 beachten THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.			
Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)		-	-
Änderungsauftr./CHANGE ORDER		-	-
Benennung Werkzeug 2 mit Pin 2			
Teile-Nr. PART-NAME		SAP Teil/PART -	
PART-NO.		Revision 	
Maßstab / SCALE 1:1	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM Für Lieferant / FOR SUPPLIER -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: WERKZEUGGROSS		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): WERKZEUG_GROSS		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

8.2 Zugprobengeometrie / Grundwerkstoff

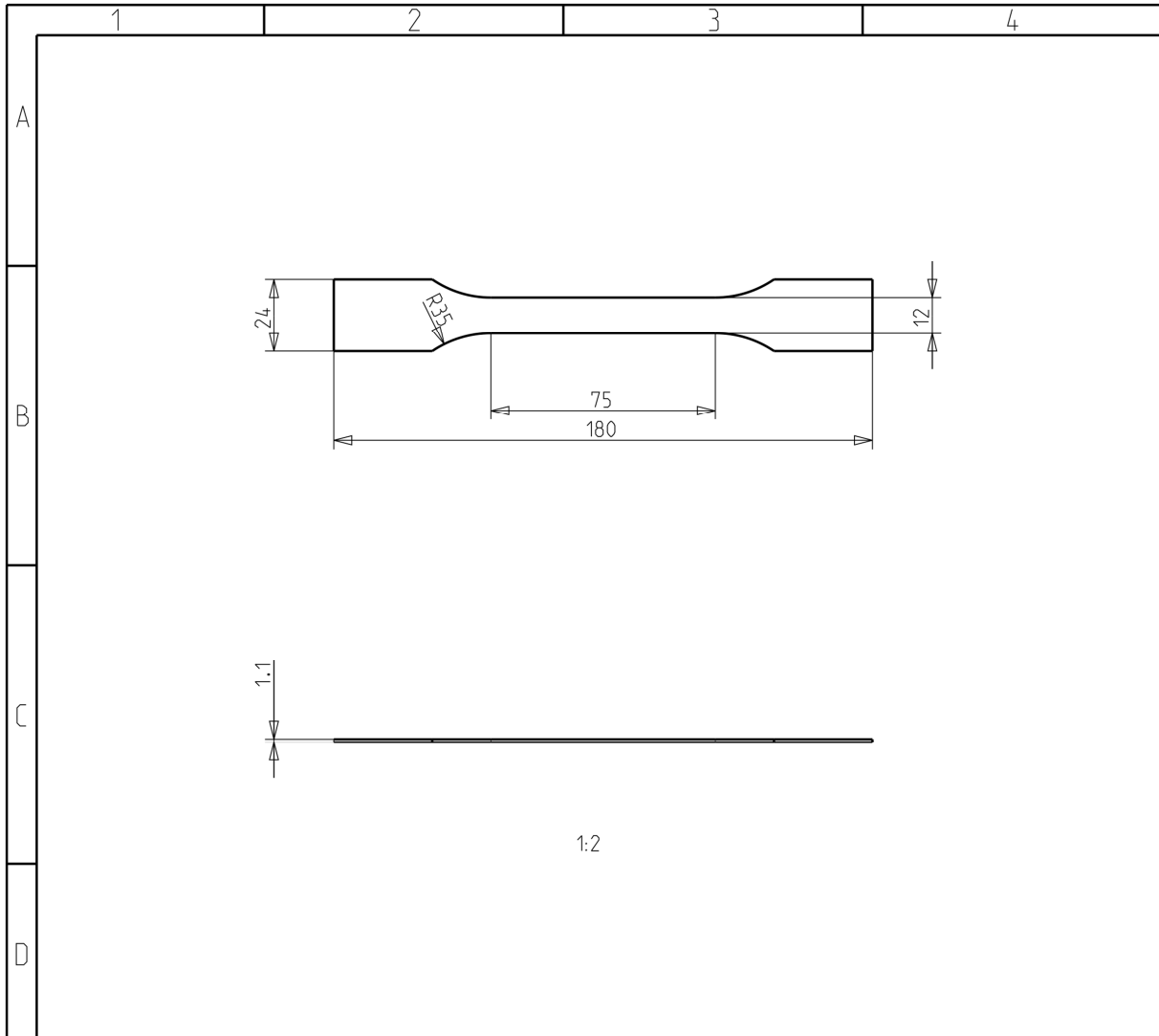


Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
 Schutzvermerk ISO 16016 beachten <small>THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		PROJECTION E  DIMENSIONS IN MM
	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715		
		Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)	-
		Änderungsauftr./CHANGE ORDER	-
		Benennung PART-NAME	Zugprobe Grundwerkstoff 1
		Teile-Nr. PART-NO.	-
		SAP Teil/PART	-
		Revision	①
Maßstab / SCALE 1:1	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM -
		Für Lieferant / FOR SUPPLIER	-
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: ZUGPROBE1MM1		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): ZUGPROBE1MM1		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

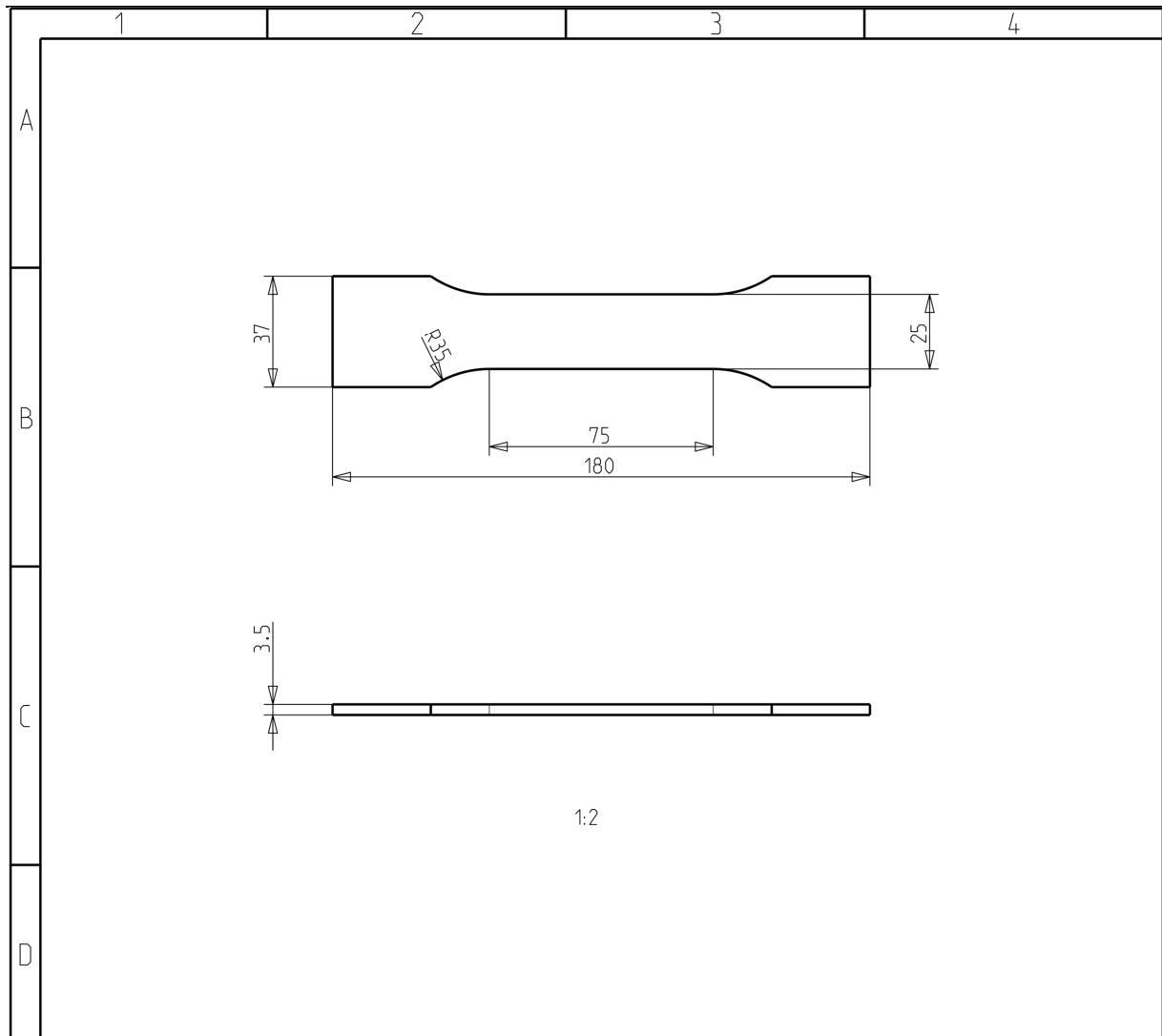


Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
 Schutzvermerk ISO 16016 beachten <small>THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		
	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	PROJECTION E  DIMENSIONS IN MM	
Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)		-	-
Änderungsauftr./CHANGE ORDER		-	-
Benennung PART-NAME		Zugprobe Grundwerkstoff 2	
Teile-Nr. PART-NO.		-	SAP Teil/PART - Revision (⊖)
Maßstab / SCALE 1:1	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM - Für Lieferant / FOR SUPPLIER -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: ZUGPROBE3MM5		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): ZUGPROBE3MM5		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	


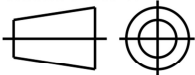
8.3 Zugprobengeometrie / Prüfung der Schweißnähte



Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
IMWF Schutzvermerk ISO 16016 beachten <small>THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		
	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	PROJECTION E DIMENSIONS IN MM	
	Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)		-
	Änderungsauftr./CHANGE ORDER		-
	Benennung PART-NAME		Zugprobe IMWF 1
Teile-Nr. PART-NO.		-	SAP Teil/PART Revision
Maßstab / SCALE 1:2	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM - Für Lieferant / FOR SUPPLIER -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: ZUGPROBE1MM1IMWF		PDMLink Version -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): ZUGPROBE1MM1_IMWF		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

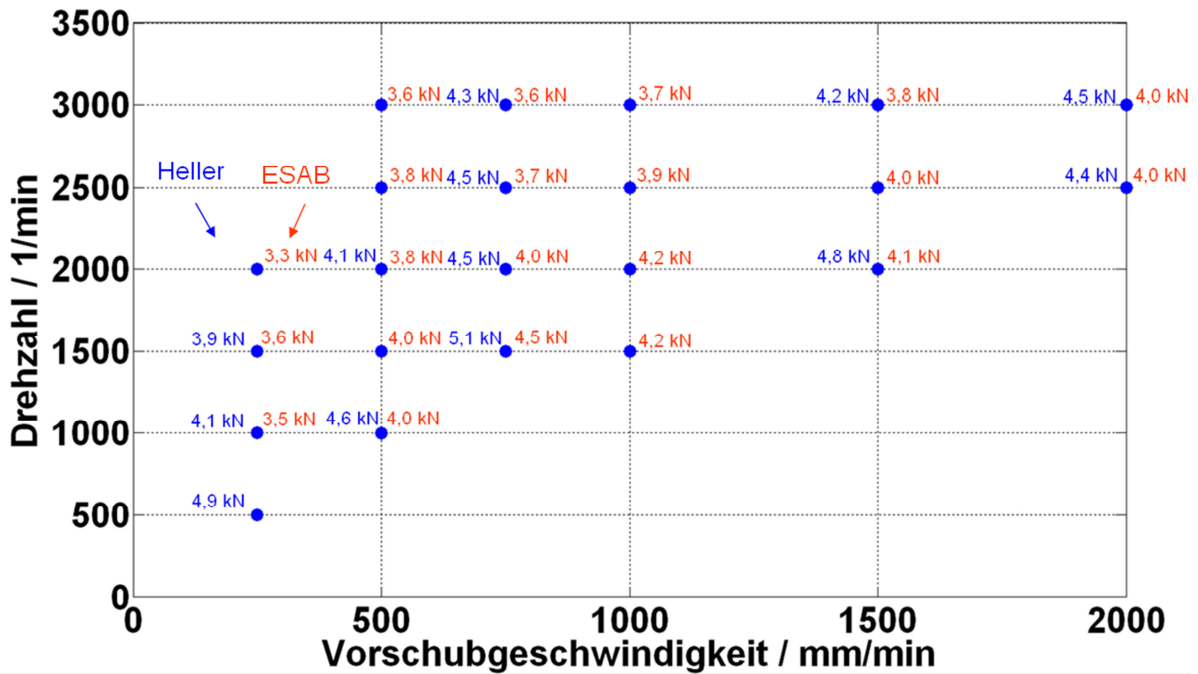


1:2

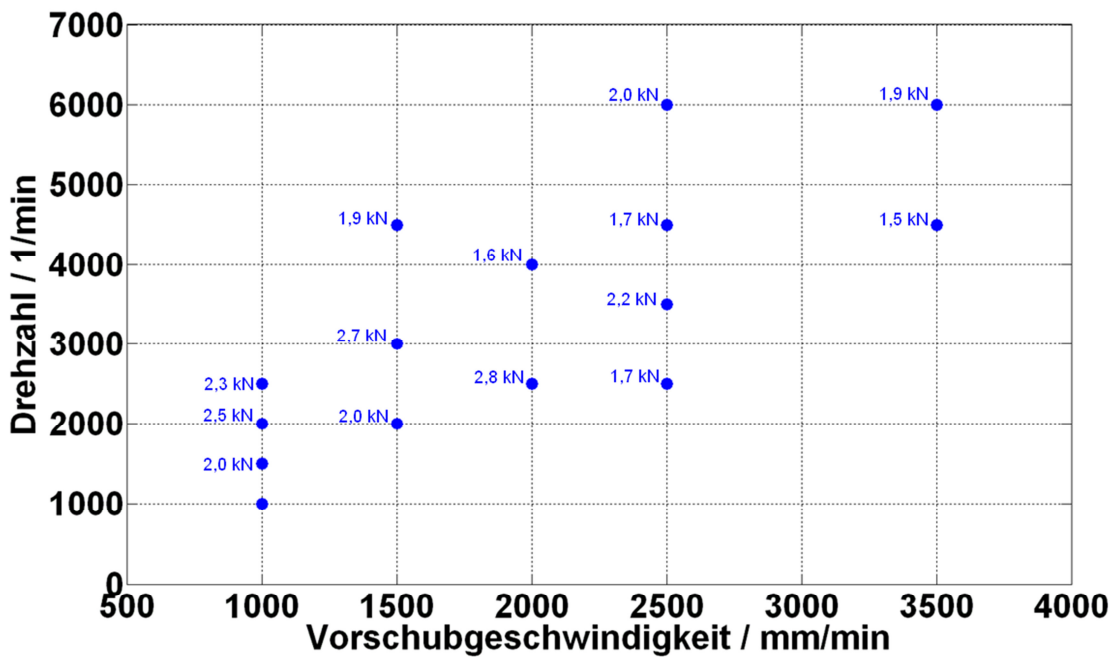
Werkstoff / MATERIAL		--	
Halbzeug / SEMIFINISHED PRODUCT		--	
Oberfläche / SURFACE		--	
Oberflächenzeichen SURFACE SYMBOLS			
	Form- und Lagetoleranzen / TOLERANCES OF FORM AND POSITION ISO 1101 / DIN 7167		
	Schutzvermerk ISO 16016 beachten <small>THE REPRODUCTION, DISTRIBUTION AND UTILIZATION OF THIS DOCUMENT AS WELL AS THE COMMUNICATION OF ITS CONTENTS TO OTHERS WITHOUT EXPLICIT AUTHORIZATION IS PROHIBITED. OFFENDERS WILL BE HELD LIABLE FOR THE PAYMENT OF DAMAGES. ALL RIGHTS RESERVED IN THE EVENT OF THE GRANT OF A PATENT, UTILITY MODEL OR DESIGN.</small>	Werkstückkanten / EDGES ISO 13715	PROJECTION E  DIMENSIONS IN MM
Konstrukteur / DESIGNER (Revision ①)		-	-
Änderungsauftr./CHANGE ORDER		-	-
Benennung PART-NAME Zugprobe IMWF 2			
Teile-Nr. PART-NO. -		SAP Teil/PART	-
		Revision	①
Maßstab / SCALE 1:2	Original DIN A4	Blatt/SHEET 1	Form/FORM -
Pro/ENGINEER-Zeichnungsname / DRAWING NAME: ZUGPROBE3MMS1MWF		Für Lieferant / FOR SUPPLIER -	
Pro/ENGINEER-Modellname / MODELNAME (PART): ZUGPROBE3MMS1MWF		PDMLink Version -	
SAP-DOC-ID: -		Schriftfeld-Version 09.1	

8.4 Prozessfenster mit zugehörigen Anpresskräften F_z

Prozessfenster für die Legierung EN AW-5754-O mit den zugehörigen Anpresskräften bei einer Eintauchtiefe von 0,2 mm. Die Versuche wurden mit Werkzeug Nr. 1 durchgeführt.



Prozessfenster für die Legierung EN AW-6016-T4 mit den zugehörigen Anpresskräften bei einer Eintauchtiefe von 0,2 mm. Die Versuche wurden mit Werkzeug Nr. 1 durchgeführt.



8.5 Berechnung der Auflagefläche

Die im Rahmen dieser Arbeit definierte Schnittfläche des FSW- Werkzeugs mit dem Halbzeug wird bei der Berechnung der Halbzeugsteifigkeit k_b verwendet. Sie erweist sich somit als wichtige Größe bei der Herleitung der analytischen Zusammenhänge zwischen der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t\text{at}}$, den Anpresskräften und der daraus resultierenden Maschinen- sowie Halbzeugverformungen. Ihre Ermittlung ist ein wichtiger Baustein des 2-Federmodells und wird aus diesem Grund im Folgenden detailliert beschrieben.

Wird die Form des FSW- Werkzeugs mithilfe von geometrischen Körpern nachgebildet, kann seine Mantelfläche (1) als Zylinder mit dem Durchmesser D_{Wz} betrachtet werden, vgl. Bild 107. Die Innenseite der Werkzeugschulter (2) ist leicht konkav ausgebildet und kann als die Außenfläche eines Kegelstumpfs dargestellt werden. Der Durchmesser der Grundfläche dieses Kegelstumpfs stimmt dabei mit dem Durchmesser der Werkzeugmantelfläche D_{Wz} überein. Der Winkel β gibt die Neigung der Mantellinie des Kegelstumpfs gegenüber seiner Basis an. Der Durchmesser der Deckfläche ist gleich dem Pindurchmesser D_p .

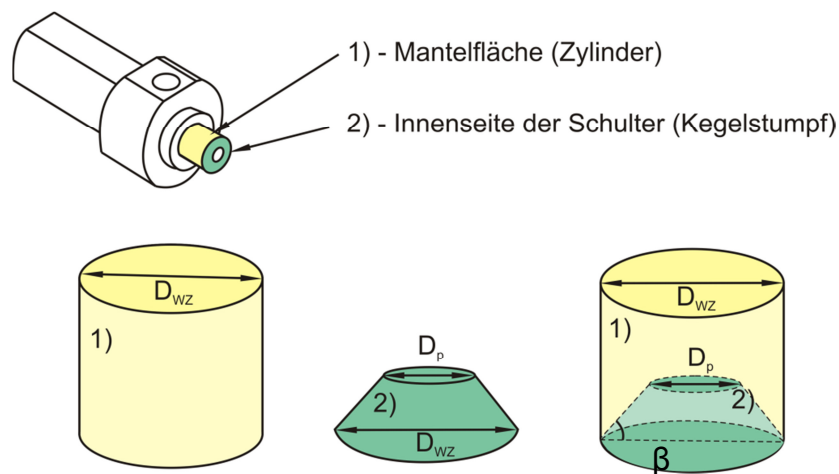


Bild 107: Darstellung des Schweißwerkzeugs als geometrisches Körper

Die Werkzeuggeometrie, die für die Bestimmung der Arbeitsfläche relevant ist, kann als die Differenz zwischen dem Volumen des Zylinders und des Kegelstumpfs dargestellt werden.

Sowohl bei den Schweißexperimenten als auch bei den durchgeführten statischen und numerischen Versuchen wurde das Werkzeug unter einem Anstellwinkel von $\alpha=2^\circ$ in die Halbzeuge gedrückt. Die Arbeitsfläche, die als die Schnittfläche zwischen dem FSW-Werkzeug und den Halbzeugen bei einer vorgegebenen Eintauchtiefe definiert wurde, kann somit über den Anstellwinkel α , die Werkzeuggeometrie und die

tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ berechnet werden. Dabei wird das Werkzeug als ideal starr betrachtet. Die Blechoberfläche wurde als eine ideale Ebene angenommen.

Für die Herleitung der Arbeitsfläche A als Funktion der tatsächlichen Eintauchtiefe sind geometrische Betrachtungen notwendig, bei denen rotationssymmetrische Körper von geneigten Ebenen geschnitten werden. Als Einführung in dieser Thematik sind in diesem Kapitel die Prinzipien der Konstruktion solcher Schnittflächen dargestellt. Da die Werkzeuggeometrie in Bild 107 mithilfe eines Zylinders und eines Kegelstumpfs dargestellt wurde, werden die Schnittflächen der o.g. Figuren näher betrachtet. Dabei werden zwei Grenzfälle unterschieden.

- Grenzfall 1 - Die Schnittebene geht nur durch die Mantelfläche des Zylinders bzw. des Kegelstumpfs
- Grenzfall 2 - Die Schnittebene geht durch die Grundfläche und durch die Mantelfläche des Zylinders bzw. des Kegelstumpfs

Im Folgenden wird zuerst die Herleitung der Zylinderschnitte im Grenzfall 1 und 2 betrachtet und auf die Berechnung der Arbeitsfläche bezogen. Dadurch kann die äußere Kontur der Arbeitsfläche bestimmt werden. Analog werden in derselben Reihenfolge die Abmessungen der inneren Kontur der Arbeitsfläche, entsprechend für Grenzfall 1 und 2, hergeleitet.

Grenzfall 1

In Bild 108 a) ist ein Zylinder dargestellt, dessen Mantelfläche von einer grün hinterlegten geneigten Ebene k geschnitten wird. Nach /АРИ10/ ist der zugehörige Zylinderschnitt eine Ellipse. Die Länge der Hauptachse a_E entspricht der Strecke $\overline{M_4N_4}$ ($\overline{M_2N_2} = \overline{M_4N_4}$). Die Nebenachse b_E ist gleich $\overline{A_4B_4}$ und somit identisch mit dem Durchmesser des Zylinders /АРИ10/.

Die oben dargestellten Zusammenhänge werden bei der Konstruktion des Kegelschnitts zwischen der Werkzeugmantelfläche ($Z1$) und der Blechoberfläche k verwendet. Die Frontalansicht des Schweißwerkzeugs und seiner Mantelfläche $Z1$ ist in Bild 108 b) dargestellt. Die Grüne Linie entspricht der Ebene der Blechoberfläche k . Sie schneidet $Z1$ in den Punkten M und N . Der Winkel zwischen der Blechoberfläche und der Rotationsachse des Zylinders ist gleich dem Schweißwinkel α . Letzterer wurde für alle durchgeführten Untersuchungen konstant gehalten und hat den Wert von $\alpha = 2^\circ$.

Aus Bild 108 a) ist bekannt, dass der Kegelschnitt zwischen $Z1$ und k eine Ellipse ist. Letztere bildet die Außenseite der Arbeitsfläche ab und wird, aus Gründen der Über-

sichtigkeit, mit E1 bezeichnet. Ihre Achsen werden entsprechend a_{E1} und b_{E1} genannt.

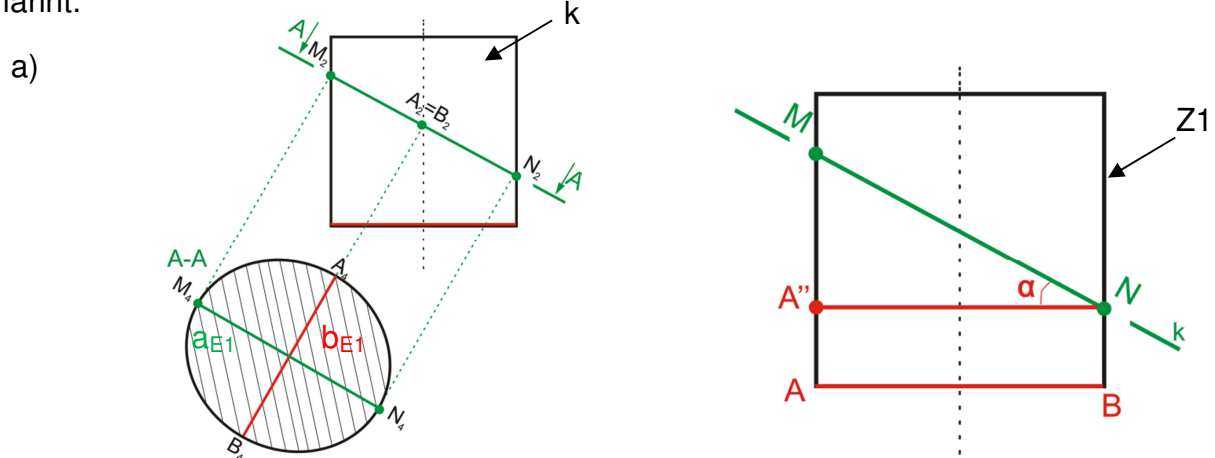


Bild 108: Konstruktion vom Schnitt eines Zylinders (Grenzfall 1) / АРИ10/

Nach /АРИ10/ ist die Nebenachse b_{E1} gleich der Strecke \overline{AB} . Letztere entspricht auch dem Durchmesser des Schweißwerkzeugs D_{WZ} , somit ist:

$$b_{E1} = \overline{AB} = D_{WZ} \quad (\text{Gl. 26})$$

Die Hauptachse a_{E1} ist gleich der Länge der Strecke \overline{MN} , die als Funktion des Zylinderdurchmessers und des Schweißwinkels dargestellt werden kann:

$$\left. \begin{array}{l} \text{aus } \triangle A''MN \\ \overline{A''N} \parallel \overline{AB} \Rightarrow \angle NA''M = 90^\circ \\ \overline{A''N} = \overline{AB} \\ \angle A''NM = \alpha \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{\overline{A''N}}{\overline{MN}} = \cos \alpha \Rightarrow a_{E1} = \overline{MN} = \frac{D_{WZ}}{\cos \alpha} \quad (\text{Gl. 27})$$

Die Fläche der Ellipse E1 lässt sich mithilfe ihrer Achsen wie folgt darstellen:

$$A_{E1} = \left(\frac{a_{E1}}{2} \cdot \frac{b_{E1}}{2} \right) \cdot \pi = \left(\frac{D_{WZ}}{2 \cos \alpha} \cdot \frac{D_{WZ}}{2} \right) \cdot \pi \quad (\text{Gl. 28})$$

Die Schnittfläche A_{E1} wird am Beispiel vom Werkzeug Nr.1, dessen Durchmesser D_{kWZ} 8 mm beträgt, ermittelt. Diesem Durchmesser entspricht die in Bild 108 b) mit \overline{AB} bezeichnete Strecke. Somit ist:

$$A_{E1,kWZ} = \left(\frac{D_{kWZ}}{2 \cos \alpha} \cdot \frac{D_{WZ}}{2} \right) \cdot \pi = \left(\frac{8}{2 \cos 2^\circ} \cdot \frac{8}{2} \right) \cdot \pi = \left(\frac{8,01}{2} \cdot \frac{8}{2} \right) \cdot \pi = 50,27 \text{ mm}^2 \quad (\text{Gl. 29})$$

Bei der Ermittlung von $A_{E1,kWZ}$ ist die kleine Differenz zwischen den Längen der Ellipsenachsen auffällig ($a_{E1,kWZ} - b_{E1,kWZ} = 0,005 \text{ mm}$). Dies resultiert aus den niedrigen

Wert des Schweißwinkels α und erlaubt näherungsweise die Betrachtung des Zylinderschnitts als einen Kreis. Dieser Kreis wird mit K1 bezeichnet. Um den Fehler bei der Darstellung der Schnittfläche als Kreis zu minimieren, wird der Durchmesser D_{K1} von K1 als der Mittelwert der Längen der Ellipsenachsen dargestellt:

$$D_{K1} = \frac{a_{E1} + b_{E1}}{2} \quad (\text{Gl. 30})$$

Die Fläche des Kreises, berechnet für das kleine Werkzeug $D_{K1, kWZ}$, wird demnach:

$$A_{K1, kWZ} = \frac{\pi \cdot D_{K1, kWZ}^2}{4} = 50,2706 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 31})$$

Der Vergleich zwischen den Flächen von E1 und K1 von weniger als 0,1% zeigt, dass der aus der Vereinfachung resultierende Fehler vernachlässigbar klein ist. Aus diesem Grund werden im Folgenden die Schnittflächen des Werkzeugs mit der Ebene der Blechoberfläche k als Kreise angenommen. Dabei erfolgt die Bestimmung der Durchmesser dieser Kreise nach Gl.31.

Grenzfall 2- Bestimmung der Außenkontur der Schnittfläche

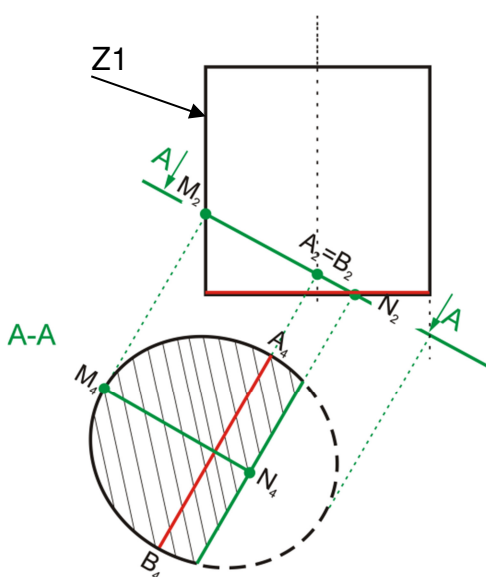


Bild 109:
Konstruktion des Schnittes eines Zylinders (Grenzfall 2)

Bei geringen Eintauchtiefen schneidet die Ebene der Blechoberfläche k sowohl die Mantel- als auch die Grundfläche des Zylinders Z1. Die zur Bestimmung des entsprechenden Zylinderschnitts verwendeten geometrischen Konstruktionen sind in Bild 109 veranschaulicht. Daraus wird ersichtlich, dass die gesuchte Schnittfläche (schraffiert) eine Teilellipse ist. Die Strecke $\overline{M_2N_2}$ entspricht der Hauptachse a_H der Teilellipse /AP10/ und die Strecke $\overline{A_4B_4}$ der Nebenachse b_H . Nach der vorgenommenen Vereinfachung, vgl. Grenzfall 1, kann die Teilellipse als ein Kreissegment mit einer Bogenhöhe von $\overline{M_2N_2}$ ($\overline{M_2N_2} = \overline{M_4N_4}$) betrachtet werden.

Im Gegensatz zum Grenzfall 1 sind die Abmessungen der Schnittfläche nicht nur vom Winkel zwischen der Achse des Zylinders und der Schnittebene, sondern auch von der Position, an welcher den Zylinder geschnitten wird, abhängig. Die Position des Punkts M_2 wird von der tatsächlichen Eintauchtiefe Et_{tat} vorgegeben, vgl. Bild 109. Die Zusammenhänge zwischen Et_{tat} und den Abmessungen der Schnittfläche sind im Folgenden am Beispiel von dem kleinen FSW-Werkzeug (Werkzeug

Nr. 1) erklärt. Dafür ist in Bild 110 eine detaillierte Zeichnung des Werkzeugs, in der Ebene des Stumpfstoßes, dargestellt. Die Abbildung ist nicht maßstabsgetreu. Sie zeigt die konkave Innenfläche der Werkzeugschulter, die in der betrachteten Stumpfstoßebene das gleichschenklige Trapez ABCD bildet. Das Werkzeug wird analog zu Bild 109 von der Ebene der Blechoberfläche k , die in blau dargestellt ist, geschnitten. Die entsprechenden Schnittpunkte auf der Zylindermantel- und der Zylindergrundfläche sind mit M und N bezeichnet ($M \in \text{Zylindermantelfläche}$ und $N \in \overline{AB}$). Dabei ist die Strecke \overline{MN} gleich der Bogenhöhe der Schnittfläche, die sich nach den bereits beschriebenen Konstruktionsregeln und die vorgenommenen Vereinfachungen als ein Kreissegment (KS1) darstellen lässt. Der Index 1 dient als Hinweis dafür, dass das Kreissegment die Außenkontur der Arbeitsfläche darstellt.

Die tatsächliche Eintauchtiefe E_{tat} des Werkzeugs ins Material ist ebenfalls in Bild 110 veranschaulicht. Per Definition entspricht sie dem Abstand zwischen dem tiefsten Punkt der Schulter und der Blechoberfläche und stimmt dadurch mit der Strecke $\overline{AA'}$ überein. Punkt A' ist die orthogonale Projektion des tiefsten Punkts der Schulter A auf der Blechoberfläche k .

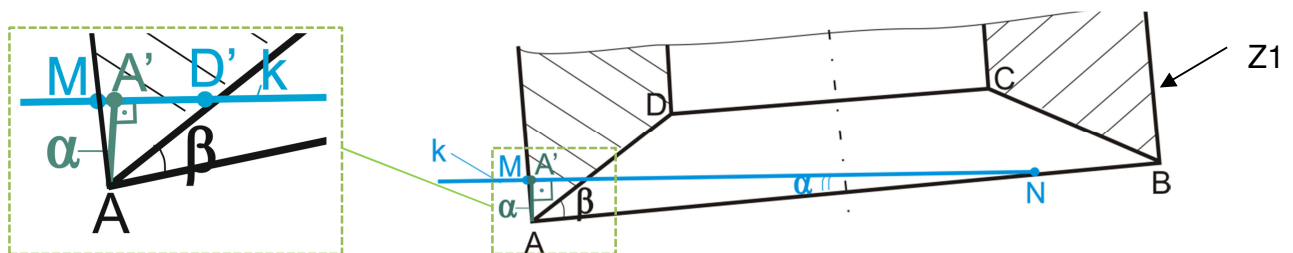


Bild 110: Bestimmung der äußeren Grenze der Arbeitsfläche bei kleinen Eintauchtiefen (Zylinder, Grenzfall 2)

Die Länge der Bogenhöhe \overline{MN} ist zur Berechnung der Fläche des Kreissegments notwendig. Sie lässt sich als die Summe aus der Längen der Strecken $\overline{MA'}$ und $\overline{A'N}$ darstellen, die ihrerseits Funktionen der Eintauchtiefe, des Schweißwinkels und der Werkzeugabmessungen sind.

- Bestimmung der Länge von $\overline{MA'}$

Aus $\triangle AA'M$

$$\begin{cases} \angle AA'M = 90^\circ \quad (AA' \perp k) \\ \angle MAA' = \alpha \quad (\angle MAA' \text{ und } \angle ANM \text{ paarweise senkrechte Winkel}) \\ AA' = E_{\text{tat}} \end{cases} \Rightarrow \frac{\overline{MA'}}{AA'} = \tan(\angle MAA')$$

$$\Rightarrow \frac{\overline{MA'}}{AA'} = \tan \alpha$$

$$\overline{MA'} = Et_{\text{tat}} \cdot \tan\alpha \quad (\text{Gl. 32})$$

- Bestimmung der Länge von $\overline{A'N}$

aus $\triangle AA'N$

$$\left. \begin{array}{l} \angle AA'N = 90^\circ \quad (\overline{AA'} \perp k) \\ \angle ANA' = \angle ANM = \alpha \\ \overline{AA'} = Et_{\text{tat}} \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{\text{hpd}}{\overline{A'N}} = \tan\alpha$$

$$\overline{A'N} = \frac{Et_{\text{tat}}}{\tan\alpha} \quad (\text{Gl. 33})$$

- Für die Bogenhöhe \overline{MN} des Kreissegments KS1 ergibt sich somit

$$\overline{MN} = Et_{\text{tat}} \cdot \tan\alpha + \frac{Et_{\text{tat}}}{\tan\alpha} \quad (\text{Gl. 34})$$

Für die Berechnung der Fläche vom KS1, die mit A_{KS1} bezeichnet und in Bild 111 gelb hinterlegt ist, reicht die Bestimmung der Bogenhöhe \overline{MN} nicht aus. Die Bogenlänge \widehat{PMQ} und die Sehne \overline{PQ} des Kreissegments müssen auch berechnet werden.

$$A_{\text{KS1}} = \frac{R_{\text{KS1}} \cdot \widehat{PMQ}}{2} - \frac{\overline{PQ} \cdot (R_{\text{KS1}} - \overline{MN})}{2} \quad (\text{Gl. 35})$$

Die Länge der Sehne \overline{PQ} kann mithilfe der Bogenhöhe \overline{MN} und des Radius R_{KS1} hergeleitet werden (vgl. Bild 111). Dabei ist \overline{MN} aus Gl. 34 bekannt.

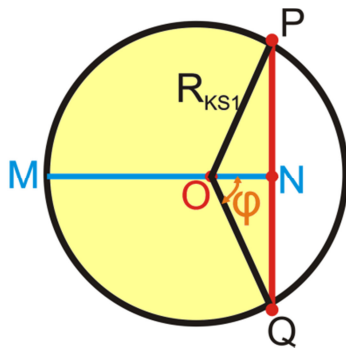


Bild 111: Zusammenhang zwischen Sehnenlänge und Bogenhöhe

R_{KS1} ist der Radius des Kreissegments und wird nach Gl. 30 bestimmt. (Für Werkzeug Nr. 1 ist $R_{\text{KS1}} = 4,00125 \text{ mm}$) Die Strecke \overline{ON} wird bei der Berechnung der Sehne \overline{PQ} verwendet und lässt sich als die Differenz zwischen der Bogenhöhe \overline{MN} und dem Radius R_{KS1} darstellen.

Aus $\triangle QNO$:

$$\left. \begin{array}{l} \angle QNO = 90^\circ \quad (\overline{PN} \perp \overline{MN}) \\ \overline{OQ} = R_{\text{KS1}} \\ \overline{ON} = \overline{MN} - R_{\text{KS1}} \end{array} \right\} \Rightarrow \overline{QN} = \sqrt{\overline{OQ}^2 - \overline{ON}^2} = \sqrt{R_{\text{KS1}}^2 - (\overline{MN} - R_{\text{KS1}})^2}$$

$\triangle QNO \cong \triangle PNO \rightarrow \overline{QN} = \overline{NP} = \frac{1}{2} \overline{PQ}$. Die Länge der Sehne \overline{PQ} ist dann:

$$\overline{PQ} = 2\overline{QN} = 2\sqrt{R_{KS1}^2 - (\overline{MN} - R_{KS1})^2} = 2\sqrt{\overline{MN} \cdot (2R_{KS1} - \overline{MN})} \quad (\text{Gl. 36})$$

Die Bogenlänge \widehat{PMQ} lässt sich als Funktion von R_{KS1} und dem Mittelpunktswinkel α des zugehörigen Bogenelements \widehat{PMQ} berechnen zu:

$$\widehat{PMQ} = R_{KS1} \cdot \pi \cdot \frac{\vartheta}{180^\circ} = 2 \cdot \pi \cdot R_{KS1} - R_{KS1} \cdot \pi \cdot \frac{2 \cdot \varphi}{180^\circ} \quad (\text{Gl. 37})$$

Nach Bild 111 ist $\vartheta = 360 - 2\varphi$. Zur Bestimmung der Bogenlänge soll demnach der Winkel φ bekannt sein. Er lässt sich aus ΔQNO wie folgt herleiten:

$$\left. \begin{array}{l} \angle QNO = 90^\circ \quad (\overline{PN} \perp \overline{MN}) \\ \overline{OQ} = R_{KS1} \\ \overline{ON} = \overline{MN} - R_{KS1} \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{\overline{ON}}{\overline{OQ}} = \cos \varphi \Rightarrow \frac{\overline{MN} - R_{KS1}}{R_{KS1}} = \cos \varphi$$

$$\varphi = \arccos \left(\frac{\overline{MN}}{R_{KS1}} - 1 \right) \quad (\text{Gl. 38})$$

Auf diese Weise kann Gl. 37 zu:

$$\widehat{PMQ} = 2 \cdot \pi \cdot R_{KS1} - R_{KS1} \cdot \pi \cdot \frac{2 \cdot \arccos \left(\frac{\overline{MN}}{R_{KS1}} - 1 \right)}{180^\circ} \quad (\text{Gl. 39})$$

transformiert werden. Dadurch ist die Bogenlänge als Funktion bekannter Größen dargestellt und kann demnach eindeutig bestimmt und in Gl. 35 eingesetzt werden, was die Berechnung der Fläche des Kreissegments KS1 erlaubt.

Mithilfe der durchgeführten geometrischen Untersuchungen kann die Schnittfläche zwischen einem Zylinder Z1, der der Mantelfläche des Schweißwerkzeugs entspricht, und die Ebene der Blechoberfläche k als Funktion der Werkzeugabmessungen und der Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ ermittelt werden (vgl. Gl. 33 bis Gl. 39). Diese Schnittfläche begrenzt die Arbeitsfläche von außen. Zur Veranschaulichung der in diesem Abschnitt hergeleiteten Zusammenhänge wird die Schnittfläche vom Werkzeug Nr.1 für eine Beispieleintauchtiefe von $\Delta E_{t_{at}} = 0,15$ mm berechnet.

Der erste Schritt bei der Ermittlung der Fläche A_{KS1} ist die Bestimmung des Grenzfalles, welcher für die gegebene Eintauchtiefe relevant ist. Die Eintauchtiefen, bei denen die Ebene der Blechoberfläche sowohl die Grundfläche, als auch die Mantelfläche des äußeren Zylinders schneidet sind sowohl Schweißwinkel, als auch Werkzeuggeometrie abhängig. Diese Eintauchtiefen können mithilfe von Bild 112 berechnet werden.

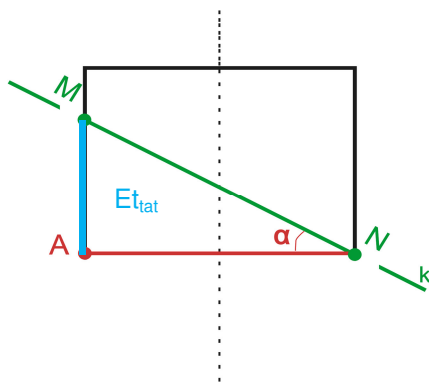


Bild 112: Berechnung der Grenzeintauchtiefe

der Trigonometrie als Funktion des Werkzeugdurchmessers D_{WZ} und der Et_{tat} dargestellt werden.

Die Strecke \overline{AN} ($\overline{AN} \equiv \overline{AB}$) entspricht dem Werkzeugdurchmesser D_{WZ} . Der Schweißwinkel α ist ebenfalls bekannt, somit lässt sich die Grenzeintauchtiefe als:

$$\left. \begin{array}{l} \frac{\overline{AM}}{\overline{AN}} = \tan\alpha \Rightarrow \overline{AM} = \overline{AN} \cdot \tan\alpha \\ \overline{AN} = D_{WZ} \end{array} \right\} \Rightarrow Et_{gr1} = D_{WZ} \cdot \tan\alpha \quad (\text{Gl. 40})$$

Für das betrachtete Beispiel ist $D_{WZ}=D_{kWZ}=8$ mm und $\alpha=2^\circ$, daraus folgt:

$$Et_{gr1} = 8 \cdot \tan 2^\circ = 0,279 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 41})$$

Die in dem Beispiel definierte Eintauchtiefe ist gleich $\Delta E_t = 0,15$ mm und ist somit kleiner als die Grenzeintauchtiefe. Demnach ist für $\Delta E_t = 0,15$ mm Grenzfall 2 relevant, bei welchem die Ebene der Blechoberfläche sowohl den Zylindermantel, als auch die Grundfläche schneidet. Die Berechnung der Schnittfläche erfolgt somit nach Gl. 32 bis Gl. 39. Der Radius des Kreissegments R_{KS1} lässt sich mithilfe von Gl. 30 darstellen.

$$R_{KS1} = \frac{D_{K1}}{2} = \frac{a_{E1,kWZ}^* + b_{E1,kWZ}^*}{4} = \frac{8,005 + 8}{4} \approx 4 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 42})$$

Hier sind $a_{E1,kWZ}^*$ und $b_{E1,kWZ}^*$ die für Grenzfall 1 für das kleine Werkzeug ermittelten Ellipsenachsen.

Die Bogenhöhe \overline{MN} der Schnittfläche K1 wird nach Gl. 34 berechnet:

$$\overline{MN} = Et_{tat} \cdot \tan\alpha + \frac{Et_{tat}}{\tan\alpha} = 0,15 \cdot \tan 2^\circ + \frac{0,15}{\tan 2^\circ} = 4,3 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 43})$$

Die Sehne \overline{PQ} der Schnittfläche K1 im Folgenden ermittelt:

$$\overline{PQ} = 2\sqrt{\overline{MN}(2R_{KS1} - \overline{MN})} = 2\sqrt{4,3(2 \cdot 4 - 4,3)} = 7,98 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 44})$$

Die Bogenlänge \widehat{PMQ} ergibt sich aus Gl. 39 zu:

$$\widehat{PMQ} = 2 \cdot \pi \cdot 4 - 4 \cdot \pi \cdot \frac{2 \cdot \arccos\left(\frac{4,3}{4} - 1\right)}{180^\circ} = 13,16 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 45})$$

Werden Gl. 42 bis Gl. 45 in Gl. 35 eingesetzt, ergibt sich der Zahlenwert der Schnittfläche von KS1.

$$A_{KS1} = \frac{4 \cdot 13,16}{2} - \frac{7,98(4 - 4,3)}{2} = 27,51 \text{ mm}^2 \quad (\text{Gl. 46})$$

Zur Bestimmung der Innengrenze der Arbeitsfläche soll die Schnittstelle zwischen der Ebene der Blechoberfläche k und der Innenfläche der Werkzeugschulter betrachtet werden. Letztere wurde in Bild 107 als ein Kegelstumpf dargestellt. Die Blechoberfläche k schneidet die Deckfläche des Kegelstumpfs erst bei hohen Eintauchtiefen, die wir mit Et_{gr2} bezeichnen werden. Diese sind von der Werkzeuggeometrie abhängig und betragen für Werkzeug Nr. 1 und Werkzeug Nr. 2 entsprechend 0,4 mm und 0,55 mm. Eintauchtiefen von dieser Größenordnung werden in der Praxis sehr selten verwendet. Die o.g. Grenzwerte wurden auch in der vorliegenden Arbeit nicht überschritten. Dadurch bedingt darf bei der Bestimmung der Arbeitsfläche statt eines Kegelstumpfs- ein Kegel verwendet werden. Dies führt zu einer Vereinfachung der grafischen Darstellung der geometrischen Zusammenhänge. Bei der Konstruktion des Kegelschnitts zwischen der Werkzeuginnenseite und der Blechoberfläche k , werden, analog zu der Berechnung der Zylinderschnitte, zwei Grenzfälle unterschieden:

- Grenzfall 1 - Die Schnittebene geht nur durch die Mantelfläche des Kegels
- Grenzfall 2 - Die Schnittebene geht durch die Grundfläche und durch die Mantelfläche des Kegels

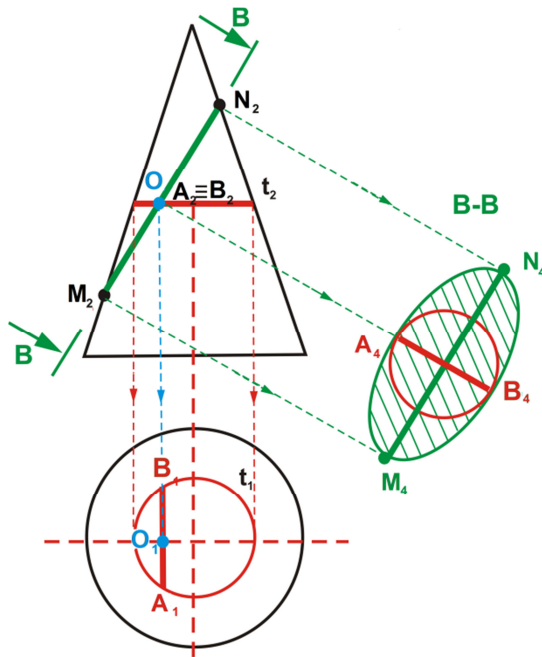
Grenzfall 1- Bestimmung der Innenkontur der Schnittfläche

Bild 113: Konstruktion des Kegelschnittes (Grenzfall 2) /AP10/

des diesen Punkt wird parallel zur Grundfläche der Kegel die Ebene t (in rot) gebildet. In der Frontalansicht wird die Ebene t durch die Linie t_2 repräsentiert. Die Draufsicht des Kegels zeigt die Projektionen seiner Grundfläche (in schwarz) und des Kegelschnitts t_1 (in rot) mit der Ebene t . Der zuvor bestimmte Mittelpunkt O von $\overline{D'_2C'_2}$ wird ebenfalls auf die Draufsicht projiziert. Durch Punkt O_1 wird die Kreissehne $\overline{A'_1B'_1}$ von t_1 gebildet. Diese Kreissehne entspricht der Länge der Nebenachse des Ellipse b_E und wird in der Seitenansicht der Ebene $B-B$ in der Mitte der Hauptachse $\overline{D'_4C'_4}$ als $\overline{A'_4B'_4}$ aufgetragen ($\overline{D'_4C'_4} \perp \overline{A'_4B'_4}$).

Die Schnittfläche zwischen der Innenseite des Werkzeugs und der Blechoberfläche k kann mithilfe der oben dargestellten Konstruktionsregeln bestimmt werden. Sie gibt die Innenkontur der Arbeitsfläche vor und wird mit E_2 bezeichnet. Ihre Haupt- und Nebenachsen sind entsprechend a_{E_2} und b_{E_2} . Der Index 2 erlaubt die Differenzierung zwischen der Inneren- und der Außenkontur (E_1) der Arbeitsfläche.

Wird die geringe Neigung der Ebene k , gegeben durch den Schweißwinkel $\alpha = 2^\circ$, berücksichtigt, kann der Kegelschnitt statt als Ellipse (E_2) als eine Kreisfläche (K_2) betrachtet werden. Der Durchmesser dieser Kreisfläche wird nach Gl. 30 bestimmt und mit D_{K_2} bezeichnet.

Die Schnittfläche zwischen einem Kegel und einer Ebene k , die seine Mantelfläche schneidet, ist eine Ellipse /AP10/. Die Konstruktionsschritte zur eindeutigen Bestimmung der Abmessungen dieser Ellipse sind in Bild 113 dargestellt. Die Seitenansicht $B-B$ der Schnittfläche (schraffiert) ist von der rechten Seite des Kegels abgebildet. Daraus wird ersichtlich, dass die Strecke $\overline{D'_2C'_2}$ ($\overline{D'_2C'_2} \equiv \overline{D'_4C'_4}$) gleich der Ellipsenhauptachse a_E ist.

Die Länge der Nebenachse b_E des Kegelschnitts wird mithilfe des Mittelpunkts O der Strecke $\overline{D'_2C'_2}$ bestimmt. Durch die-

Die Ermittlung der Längen der Haupt- und der Nebenachse des Kegelschnitts E2 ist für die Berechnung von D_{K2} notwendig, siehe Gl. 30. Sie erfolgt mithilfe der Werkzeuggeometrie, des Schweißwinkels und der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$. In Bild 114 ist die Frontalansicht des Schweißwerkzeugs für die Stumpfstoßebene in schwarz dargestellt. Sie wird von der Ebene der Blechoberfläche k (in blau) geschnitten. Die Innenfläche der Werkzeugschulter wurde analog zu Bild 110 - ABCD genannt. Die Schnittpunkte zwischen diesem Trapez und die Ebene der Blechoberfläche k sind mit C' und D' bezeichnet ($C' \in \overline{BC}$ und $D' \in \overline{AD}$).

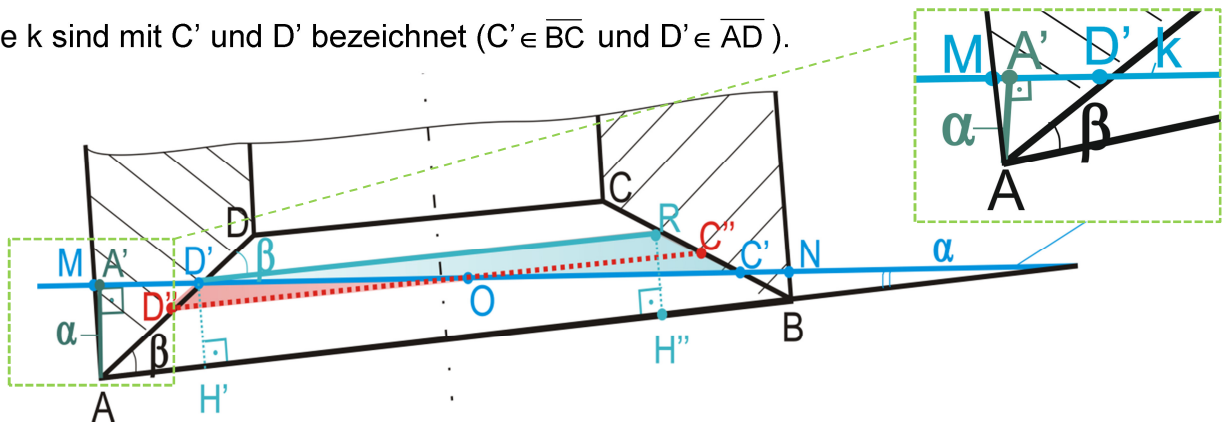


Bild 114: Bestimmung der inneren Grenze der Arbeitsfläche bei hohen Eintauchtiefen

Für die Ermittlung der Länge der Strecke $\overline{D'C'}$, die nach /API10/ der Hauptachse a_{E2} der Ellipse E2 entspricht, sind zusätzliche Konstruktionen notwendig. Dafür wird durch den Punkt D' eine Linie parallel zu \overline{AB} gebildet. Diese Linie schneidet \overline{BC} im Punkt R . Die orthogonalen Projektionen von D' und R auf die Trapezbasis werden mit H' und H'' bezeichnet.

Die tatsächliche Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ und der Neigungswinkel der Blechoberfläche wurden analog zu Bild 110 konstruiert und sind entsprechend durch die Strecke $\overline{AA'}$ ($\overline{AA'} \perp k$) und den Schweißwinkel α ($\alpha = 2^\circ$) repräsentiert.

Die Schnittpunkte der äußeren Fläche der Werkzeugschulter mit der Blechoberfläche k , werden als M (links) und N (rechts) bezeichnet (Analogie mit Bild 108 b).

Die Hauptachse a_{E2} des Kegelschnitts E2 kann nun mithilfe der durchgeführten Konstruktionen als Funktion der tatsächlichen Eintauchtiefe $E_{t_{at}}$ und der Werkzeuggeometrie dargestellt werden. Dabei entspricht ihre Länge der Strecke $\overline{D'C'}$, vgl. Bild 114 und lässt sich mithilfe des Sinus- Satzes aus $\Delta D'C'R$ herleiten:

$$\overline{D'C'} = \overline{D'R} \cdot \frac{\sin(\angle D'RC')}{\sin(\angle D'C'R)} \quad (\text{Gl. 47})$$

Für die Berechnung der Länge von $\overline{D'C}$ nach Gl. 47 sollen sowohl die Winkeln $\angle D'RC'$ und $\angle D'C'R$ als auch die Länge der Strecke $\overline{D'R}$ bekannt sein.

- Bestimmung vom $\angle D'RC'$

$\overline{D'R} \parallel \overline{AB}$ (Konstruktion) $\Rightarrow \angle ABC = \angle D'RC = \beta$

$\angle D'RC' + \angle D'RC = 180^\circ \Rightarrow \angle D'RC' = 180^\circ - \angle D'RC = 180^\circ - \beta$

$$\angle D'RC' = 180^\circ - \beta \quad (\text{Gl. 48})$$

- Bestimmung vom $\angle D'C'R$

$\overline{D'R} \parallel \overline{AB}$ und $\overline{D'C'} \in b \Rightarrow \angle C'D'R = \alpha$

aus $\triangle C'D'R \Rightarrow \angle C'D'R + \angle D'RC' + \angle RC'D' = 180^\circ$; $\angle C'D'R$ und $\angle D'RC'$ sind bekannt

$\angle RC'D' = 180^\circ - (\angle C'D'R + \angle D'RC') \Leftrightarrow \angle RC'D' = 180^\circ - (\alpha + 180^\circ - \beta) \Rightarrow$

$$\angle D'C'R = \beta - \alpha \quad (\text{Gl. 49})$$

- Bestimmung der Länge von $\overline{D'R}$

$\overline{AB} \parallel \overline{CD}$ und $\overline{AD} = \overline{BC}$ (aus der Werkzeuggeometrie) \Rightarrow ABCD Trapez

$\overline{D'R} \parallel \overline{AB} \Rightarrow$ ABRD' gleichschenkliger Trapez mit $\overline{AD'} = \overline{BR}$

sei $\overline{D'H'} \perp \overline{AB}$ und $\overline{RH'} \perp \overline{AB}$, nach dem Satz für gleichschenkligen Trapez \Rightarrow

$$\overline{D'R} = \overline{AB} - (\overline{AH'} + \overline{H'B}) = \overline{AB} - 2 \cdot \overline{AH'}$$

$$\overline{D'R} = \overline{AB} - 2 \cdot \overline{AH'} \quad (\text{Gl. 50})$$

aus $\triangle AH'D'$

$$\left. \begin{array}{l} \angle D'AH' = \angle BAD = \beta \text{ (aus der Werkzeuggeometrie)} \\ \angle AH'D' = 90^\circ \text{ (} \overline{D'H'} \perp \overline{AB} \text{)} \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{\overline{AH'}}{\overline{AD'}} = \cos \beta$$

$$\overline{AH'} = \overline{AD'} \cdot \cos \beta \quad (\text{Gl. 51})$$

$$\overline{AH'} = f(\text{Et}_{\text{tat}})$$

$\overline{AA'} \perp b \Rightarrow$ nach Def. $\text{Et}_{\text{tat}} = \overline{AA'}$

$\angle MAH = 90^\circ$ (aus der Werkzeuggeometrie)

$\angle MAA' = \alpha$ ($\overline{AA'} \perp b$, $\overline{MA} \perp \overline{AB}$ (Werkzeuggeometrie)) Nach dem Satz der paarweise senkrechte Winkel ist der Winkel zwischen b und \overline{AB} gleich $\angle MAA'$; der Schweißwinkel wird zw. \overline{AB} und b gebildet und beträgt $\alpha = 2^\circ$

$\angle D'AH' = \angle D'AB = \beta$ (aus der Werkzeuggeometrie)

$$\begin{aligned} \angle MAA' + \angle A'AD' + \angle D'AH' &= \angle MAH, & \angle MAH, \angle MAA' \text{ und } \angle D'AH' \text{ sind bekannt} &\Rightarrow \\ \angle A'AD' &= \angle MAH - (\angle MAA' + \angle D'AH') \Rightarrow \end{aligned}$$

$$\angle A'AD' = \angle 90^\circ - (\alpha + \beta) \quad (\text{Gl. 52})$$

aus $\triangle A'AD'$ ($\angle AA'D' = 90^\circ$, da $\overline{AA'} \perp b$ und $\overline{A'D'} \in b$)

$$\frac{\overline{AA'}}{\overline{AD'}} = \cos \angle A'AD' \Leftrightarrow \frac{Et_{\text{tat}}}{\overline{AD'}} = \cos(90^\circ - (\alpha + \beta)) \Rightarrow$$

$$\overline{AD'} = \frac{Et_{\text{tat}}}{\cos(90^\circ - (\alpha + \beta))} \quad (\text{Gl. 53})$$

Durch das Einsetzen von Gl. 53 in Gl. 51 kann die Strecke $\overline{AH'}$ ermittelt werden, somit lässt sich Gl. 50 wie folgt darstellen:

$$\overline{D'R} = D_{\text{wz}} - \frac{2 \cdot Et_{\text{tat}} \cdot \cos \beta}{\cos(90^\circ - (\alpha + \beta))} \quad (\text{Gl. 54})$$

Der Durchmesser der Werkzeugschulter ist mit D_{WZ} bezeichnet. Letzterer wird in Bild 114 durch die Strecke \overline{AB} repräsentiert.

Unter Berücksichtigung des Sinussatzes sowie der in Gl. 48 und Gl. 49 hergeleiteten Winkeln ergibt sich für die Länge der Hauptachse a_{E2} des Kegelschnitts $E2$:

$$a_{E2} = \overline{D'C'} = \left[D_{\text{WZ}} - \frac{2 \cdot Et_{\text{tat}} \cdot \cos \beta}{\cos(90^\circ - (\alpha + \beta))} \right] \cdot \frac{\sin(180 - \beta)}{\cos(\beta - \alpha)} \quad (\text{Gl. 55})$$

Die Vorgehensweise bei der Ermittlung der Länge der Nebenachse b_{E2} wurde bereits mithilfe von Bild 113 erklärt. Es ist bekannt, dass dafür eine Hilfsebene t durch den Mittelpunkt der Strecke $\overline{D'C'}$ und parallel zur Grundfläche des Kegels gebildet werden soll /АРИ10/. In dem betrachteten Fall verläuft die Hilfsebene t durch Punkt O ($\overline{DO} = \overline{OC} = 0,5 \cdot \overline{D'C'}$; $a_{E2} \equiv \overline{D'C'}$) und wird in Bild 114 als rote gestrichelte Linie dargestellt. Die Schnittpunkte dieser Linie mit \overline{AD} und \overline{BC} sind entsprechend mit D'' und C'' bezeichnet. Die Strecke $\overline{D''C''}$ stimmt mit dem Durchmesser der Schnittfläche zwischen der Ebene t und dem Kegelstumpf überein /АРИ10/, vgl. Bild 113, und kann als die Summe der Teilstrecken $\overline{D''O}$ und $\overline{OC''}$ dargestellt werden. Die Längen dieser Teilstrecken lassen sich mithilfe des Sinussatzes aus $\triangle OC'C''$ und $\triangle OD'D''$ berechnen.

Bestimmung der Länge von $\overline{OC''}$

$$\overline{OC''} = \frac{\overline{D'C'}}{2} \cdot \frac{\sin \angle OC'C''}{\sin \angle C'C''O} \quad (\text{Gl. 56})$$

Die Länge der Strecke $\overline{D'C'}$, sowie der Winkel $\angle OC'C''$ sind entsprechend aus Gl. 55 und Gl. 49 bekannt ($\angle OC'C'' \equiv \angle D'C'R = \beta - \alpha$). Der Winkel $\angle C'C''O$ soll zusätzlich ermittelt werden.

Bestimmung vom $\angle C'C''O$

$$\begin{aligned} \overline{D''C''} \parallel \overline{D'C'} \parallel \overline{AB} &\Rightarrow \angle ABR = \angle D'RC = \angle D''C''R = \beta \\ \angle D''C''R \text{ und } \angle C'C''O \in \overline{CR} &\Rightarrow \angle C'C''O = 180^\circ - \angle D''C''R \Rightarrow \\ \angle C'C''O &= 180^\circ - \beta \end{aligned} \quad (\text{Gl. 57})$$

Durch Einsetzen von Gl. 49, Gl. 55 und Gl. 57 in Gl. 56 lässt sich die Strecke $\overline{OC'}$ als Funktion der Eintauchtiefe darstellen.

$$\overline{OC''} = \frac{1}{2} \cdot \left[D_{wz} - \frac{2 \cdot Et_{\text{tat}} \cdot \cos \beta}{\cos(90^\circ - (\alpha + \beta))} \right] \cdot \frac{\sin(\beta - \alpha)}{\cos(\beta - \alpha)} \quad (\text{Gl. 58})$$

Bestimmung der Länge von $\overline{D''O}$

Die Bestimmung der Länge von $\overline{D''O}$ wird analog zu der vorherigen Berechnung mithilfe des Sinussatzes durchgeführt:

$$\overline{D''O} = \frac{\overline{D'C'}}{2} \cdot \frac{\sin \angle OD'D''}{\sin \angle D'D''O} \quad (\text{Gl. 59})$$

Die Länge der Strecke $\overline{D'C'}$ ist aus Gl. 55 bekannt.

Bestimmung vom $\angle D'D''O$

$$\overline{D''C''} \parallel \overline{D'C'} \parallel \overline{AB} \Rightarrow \angle DAB = \angle D'D''O = \angle DD'R = \beta \quad (\text{Gl. 60})$$

Bestimmung vom $\angle OD'D''$

$$\begin{aligned} \angle OD'D'', \angle C'D'R \text{ und } \angle DD'R \in AD &\Rightarrow \angle OD'D'' = 180^\circ - (\angle C'D'R + \angle DD'R) \Rightarrow \\ \angle C'D'R &= \alpha \quad (C'D' \in k, \overline{D'R} \parallel \overline{AB}) \end{aligned} \quad (\text{Gl. 61})$$

$$\angle DD'R = \beta \quad (\text{siehe Gl. 60})$$

Somit ist:

$$\angle OD'D'' = 180^\circ - (\alpha + \beta) \quad (\text{Gl. 62})$$

Durch Einsetzen von Gl. 55, Gl. 60 und Gl. 62 in Gl. 59 lässt sich die Strecke $\overline{D''O}$ als Funktion der Eintauchtiefe darstellen.

$$\overline{D''O} = \frac{1}{2} \cdot \left[D_{wz} - \frac{2 \cdot Et_{\text{tat}} \cdot \cos \beta}{\cos(90^\circ - (\alpha + \beta))} \right] \cdot \frac{\sin(180 - \beta)}{\cos(\beta - \alpha)} \cdot \frac{\sin(180^\circ - \alpha - \beta)}{\sin \beta} \quad (\text{Gl. 63})$$

Die Addition von Gl. 58 und Gl. 63 liefert den Radius des Hilfskreises zur Bestimmung der Nebenachse von E2. Analog zu Bild 113 a) wird die Nebenachse als die Länge der Sehne definiert, welche durch die orthogonale Projektion des Mittelpunkts

O auf die Ebene des Hilfskreises entsteht. Sie lässt sich mithilfe der Bogenhöhe $\overline{D''O}$ und dem Durchmesser der Projektion t_2 darstellen. Die Herleitung der Länge der Sehne aus den Abmessungen der Hilfsschnittfläche t_2 wird hier nicht explizit erklärt, weil sie analog zu Bild 111 (Gl. 36) erfolgt.

$$b_{E2} = 2\sqrt{\overline{D''O}(\overline{D''C''} - \overline{D''O})} = 2\sqrt{\overline{OC''} \cdot \overline{D''O}} \quad (\text{Gl. 64})$$

Das Einsetzen von Gl. 58 und Gl. 61 in dem Ausdruck für b_{E2} erlaubt die Bestimmung der Nebenachse von E2 und somit die Berechnung des Durchmessers der Ersatzschnittfläche D_{K2} nach Gl. 30. Zur Quantifizierung des daraus resultierenden Fehlers bietet sich auch in diesem Fall der Vergleich zwischen der Kreisfläche und der Fläche von E2.

$$A_{E2} = \left(\frac{a_{E2}}{2} \cdot \frac{b_{E2}}{2} \right) \cdot \pi = \frac{\pi}{2} \cdot \left[D_{WZ} - \frac{2 \cdot Et_{\text{tat}} \cdot \cos\beta}{\cos(90^\circ - (\alpha + \beta))} \right] \cdot \frac{\sin(180 - \beta)}{\cos(\beta - \alpha)} \sqrt{\overline{OC''} \cdot \overline{D''O}} \quad (\text{Gl. 65})$$

Es sei darauf hingewiesen, dass die hier für a_{E2} (Gl. 55) und b_{E2} (Gl. 64) gegebenen Ausdrücke ausschließlich für Grenzfall 1 gültig sind. Für die Bestimmung der entsprechenden Ellipsenachsen bei kleinen Eintauchtiefen wird die Schnittfläche zwischen der kegelförmigen Innenfläche des Schweißwerkzeugs und einer geneigten Ebene k , die sowohl die Mantelfläche des Kegelstumpfs als auch seine Grundfläche schneidet.

Grenzfall 2- Kegel

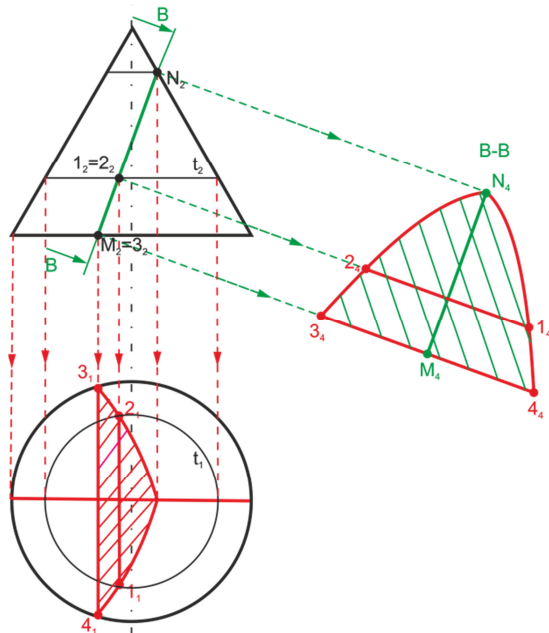


Bild 115: Konstruktion eines Kegel-schnittes (Grenzfall 2) /АРИ10/

Die Konstruktionsschritte zur Bildung der Schnittfläche einer geneigten Ebene k und eines Kegels im Grenzfall 2 sind in Bild 115 veranschaulicht. Analog zu Bild 113 ist die Hauptachse a_E der Teilellipse gleich der Strecke $\overline{M_2N_2} = \overline{M_4N_4}$. Die Länge der Nebenachse b_E ist gleich der Schnittlinie $\overline{3_14_1} = \overline{3_44_4}$ zwischen der Ebene k und der Grundfläche des Kegels.

Analog zu Grenzfall 1 soll im Folgenden die Schnittfläche zwischen der Innenseite des FSW-Werkzeugs und der Ebene der Blechoberfläche bestimmt werden. Die Haupt- und die Nebenachse dieser Schnittfläche

werden mit a_{E2} und b_{E2} bezeichnet. Die dafür notwendigen geometrischen Zusammenhänge sind in Bild 116 dargestellt. Analog zu Bild 110 sind die Schnittpunkte zwischen der Ebene der Blechoberfläche k mit der Mantel- und mit der Grundfläche des zylindrischen Werkzeugs entsprechend mit M und N bezeichnet. Der Schnittpunkt der kegelförmigen Innenfläche des Werkzeugs mit der Ebene der Blechoberfläche k ist mit D' bezeichnet.

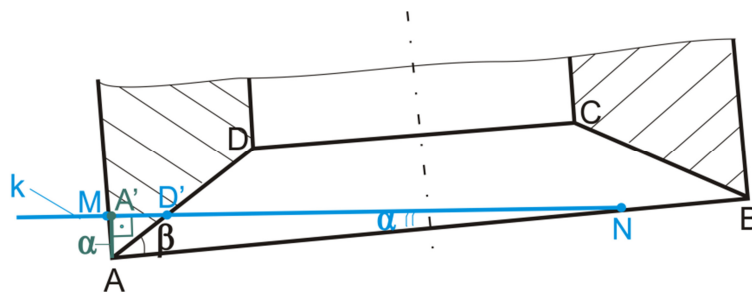


Bild 116- Bestimmung der innere Grenze der Arbeitsfläche bei kleinen Eintauchtiefen

Nach /АРИ10/ entspricht die Strecke $\overline{D'N}$ der Hauptachse a_{E2} der Schnittfläche. Sie lässt sich als die Differenz zwischen die Strecken $\overline{A'N}$ und $\overline{A'D'}$ bestimmen

$$a_{E2} = \overline{D'N} = \overline{A'N} - \overline{A'D'} \quad (\text{Gl. 66})$$

Die Länge der Strecke $\overline{A'N}$ wurde bereits als Funktion der Eintauchtiefe und des Schweißwinkels α hergeleitet, siehe Gl. 33. Die Länge von $\overline{A'D'}$ lässt sich aus $AA'D'$ ermitteln ($\angle A'AD'$ ist aus Gl. 52 bekannt):

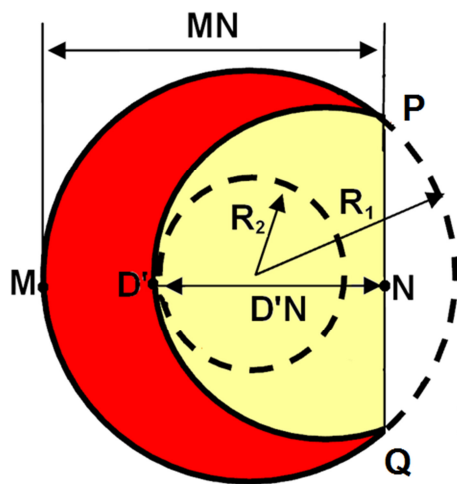
$$\left. \begin{array}{l} \angle AA'D' = 90^\circ \text{ (Konstruktion)} \\ \angle A'AD' = 90 - (\alpha + \beta) \\ \overline{AA'} = Et_{\text{tat}} \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{\overline{A'D'}}{\overline{AA'}} = \tan(90 - (\alpha + \beta)) \Rightarrow$$

$$\overline{A'D'} = Et_{\text{tat}} \cdot \tan(90 - (\alpha + \beta)) \quad (\text{Gl. 67})$$

Werden Gl. 33 und Gl. 67 in Gl. 66 eingesetzt ergibt sich die Länge von a_{E2} zu:

$$a_{E2} = \overline{D'N} = \frac{Et_{\text{tat}}}{\tan\alpha} - Et_{\text{tat}} \cdot \tan(90 - (\alpha + \beta)) \quad (\text{Gl. 68})$$

Die Nebenachse der Schnittfläche b_{E2} ist nach /АРИ10/ die Schnittlinie der Blechoberfläche k mit der Grundfläche des Kegels. Diese Linie verläuft durch Punkt N, senkrecht zu der Zeichnungsebene von Bild 116 und auch senkrecht zu \overline{MN} . Ihre Projektion \overline{PQ} auf die Grundfläche des Kegels ist in Bild 117 dargestellt. Ihre Länge und somit auch die Länge der Nebenachse b_{E2} wird analog zu Bild 111 bestimmt. Die Schnittfläche A_{KS2} wird nach Gl. 33 bis Gl. 39 als Funktion von a_{E2} und b_{E2} berechnet. Diese Schnittfläche begrenzt die Arbeitsfläche von innen. Sie ist in Bild 117 in gelb



dargestellt und mit KS_2 bezeichnet. Die Arbeitsfläche des Schweißwerkzeugs ergibt sich als Differenz zwischen den Flächen von KS_1 und KS_2 und ist in Bild 117 rot hinterlegt. Um ihre Abmessungen für die als Rechenbeispiel ausgewählte Eintauchtiefe von $\Delta E_t = 0,15 \text{ mm}$ zu bestimmen, muss

KS_1 die Fläche des Kreissegments KS_2 bekannt sein. Die Fläche von KS_1 , dessen Bogen-

Bild 117: Bestimmung der Arbeitsfläche bei Eintauchtiefen

höhe der Strecke \overline{MN} entspricht, wurde bereits berechnet und ist Gl. 46 zu entnehmen.

Im Folgenden wird die Ermittlung der Fläche von KS_2 und der Arbeitsfläche des Schweißwerkzeugs Nr. 1 für die bereits definierte Eintauchtiefe von $\Delta E_t = 0,15 \text{ mm}$ vorgestellt.

Bei $\Delta E_t = 0,15$ mm schneidet die Ebene der Blechoberfläche sowohl die Mantellinie als auch die Grundfläche des Kegelstumpfs, siehe Gl. 41. Zur Bestimmung der Fläche von KS_2 sind demnach Gl. 32 bis Gl. 39 relevant.

Die Bogenhöhe $\overline{D'N}$ der Schnittfläche KS_2 wird nach Gl. 68 berechnet:

$$\begin{aligned}\overline{D'N} &= \frac{E_{t_{\text{tat}}}}{\tan \alpha} - E_{t_{\text{tat}}} \cdot \tan(90 - (\alpha + \beta)) \Rightarrow \\ \overline{D'N} &= \frac{0,15}{\tan 2^\circ} - 0,15 \cdot \tan(90 - (2 + 7)) = 3,348 \text{ mm}\end{aligned}\quad (\text{Gl. 69})$$

Das Schweißwerkzeug wurde in Bild 107 als ein Zylinder mit dem Durchmesser D_{WZ} dargestellt, in welchem ein Kegelstumpf mit der gleichen Grundfläche eingezeichnet ist. Die Schnittlinie der gemeinsamen Grundfläche mit der Blechoberfläche wird demzufolge gleich sein. Dies wird auch in Bild 117 ersichtlich, in welchem die Schnittlinie als die Sehne \overline{PQ} der Grundfläche dargestellt ist. Die Länge der Sehne wurde bereits in Gl. 44 für $E_{t_{\text{tat}}} = 0,15$ mm berechnet, so dass sie hier direkt übernommen werden kann.

$$\overline{PQ} = 7,98 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 70})$$

Zur Bestimmung der Bogenlänge $\widehat{PD'Q}$ und somit auch der Fläche des Kreissegments, muss der Radius des Kreises K_2 und entsprechend auch des Kreissegments KS_2 bekannt sein. Er lässt sich mithilfe der Sehne \overline{PQ} , der Bogenhöhe $\overline{D'N}$ und des Höhensatzes darstellen:

$$\overline{D'N} \cdot (2 \cdot R_{K_2} - \overline{D'N}) = \left(\frac{\overline{PQ}}{2}\right)^2 \Rightarrow R_{K_2} = \frac{\left(\frac{\overline{PQ}}{2}\right)^2 + \overline{D'N}^2}{\overline{D'N} \cdot 2} \quad (\text{Gl. 71})$$

Nach Einsetzen von Gl. 71 in Gl. 39 lässt sich die Bogenlänge $\widehat{PD'Q}$ berechnen. Wird sie in Gl. 35 eingesetzt, ergibt sich der Zahlenwert der Schnittfläche von KS_2 zu:

$$A_{KS_2} = \frac{R_{KS_2} \cdot \overline{PMQ}}{2} - \frac{\overline{PQ} \cdot (R_{KS_2} - \overline{MN})}{2} = 20,16 \text{ mm}^2 \quad (\text{Gl. 72})$$

Die Arbeitsfläche des Werkzeugs bei der gegebenen Eintauchtiefe von 0,15 mm entspricht:

$$A = A_{KS_1} - A_{KS_2} = 27,51 - 20,16 = 7,35 \text{ mm}^2 \quad (\text{Gl. 73})$$

Die im diesen Kapitel hergeleiteten Zusammenhänge erlauben die Berechnung der Schnittflächen des Werkzeugs mit der Ebene der Blechoberfläche und somit die Herleitung der Arbeitsfläche des Werkzeugs für beliebige Eintauchtiefen.

8.6 Koeffizienten der analytischen Werkstoffmodelle

EN-AW 5454-O	C	n
Ramberg-Osgood	424,7336	3,8582
Ludwik	1220,0	0,8835

EN-AW 5754-O	C	n
Ramberg-Osgood	389,4274	3,7747
Ludwik	924,7130	0,8023

EN-AW 6016-T4	C	n
Ramberg-Osgood	340,0043 MPa	5,5101
Ludwik	891,2603 MPa	0,8749

Bei der Ermittlung der Koeffizienten verwendete Daten (aus der technischen Fließkurve)

Größe	Einheit	EN-AW 6016	EN-AW 5754	EN-AW 5454
Re	MPa	134	93	110
ϵ_{Re}	%	0,21	0,2	0,22
σ_1	MPa	153,7	120,7	135,8
ϵ_1	%	1,5	1,5	1,5
σ_2	MPa	195,16	172	156
ϵ_2	%	5	5	2,5

8.7 Technische Daten der Thermokamera



VarioCAM hr

Technische Daten

Spektralbereich	7,5 ... 14 μm
Aufnahmeverfahren	Focal Plane Array
Detektor	ungekühlter Mikrobolometer (384 x 288 Pixel)
Bildfrequenz	50 Hz
Thermisches	< 0,05 K
Auflösungsvermögen	(Objekttemperatur 30 °C)
Temperaturmessbereiche	-40 °C ... 120 °C 0 °C ... 300 °C 100 °C ... 600 °C 400 °C ... 2.000 °C
Temperatur- Messgenauigkeit	$\pm 1,5$ K bzw. $\pm 2,0$ %
Objektentfernung	0,12 m ... ∞ (Normalobjektiv, 25 mm)
Datenbreite	16 Bit
Arbeitstemperatur	-15 °C ... 50 °C
Datenausgabe	PAL-FBAS, Y/C, IEEE 1384
Speichermedium	SD-Card

8.8 Technische Daten der Hochgeschwindigkeitskamera



Technische Daten

Detektor	SR-CMOS (1632x1200 Pixel)
Lichtempfindlichkeit	600 ISO/ASA Farbe / 2400 ISO/ASA Monochrom
automatische Belich- tungskontrolle	ja
Aufnahmefrequenz	1000 Hz bei voller Auflösung 144000 Hz maximal
CAR	96x8 Pixel Schritten
Datenausgabe	PAL/NTSC, HD-SDI 720p, 1080p/i
Speichermedium	SD-Card