

Theoretische und experimentelle Analyse des Bauteilverhaltens rührreibgeschweißter Überlappverbindungen

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

Vorgelegt von

Dipl.-Ing. Leonard Gregor Kleih

geboren in Waiblingen

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

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

Tag der mündlichen Prüfung: 25. November 2013

2013

Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre
(IMWF) Universität Stuttgart und der
Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit an der Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart (MPA). Die Basis bildeten die im Rahmen des Teilprojekts „Mikrostrukturierte Analyse des Ermüdungs- und Schädigungsverhaltens von FSW Schweißverbindungen sowie Lebensdauervorhersage betriebsbeanspruchter FSW-Bauteile unter Berücksichtigung korrosiver Effekte“ (IGF-Nr. 15688) im Verbundprojekt „Integration des Rührreißschweißens in Fertigungsprozessketten“ durchgeführten experimentellen Analysen des Bauteilverhaltens von Überlappverbindungen.

Mein Dank gilt Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos für die Unterstützung und Anregungen sowie für die Übernahme des Hauptberichts. Ebenso möchte ich mich herzlich bei Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Dietmar Eifler für die Übernahme des Mitberichts bedanken.

Meinen Kollegen der MPA Universität Stuttgart sowie des Instituts für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre Universität Stuttgart (IMWF) will ich meinen Dank für die Unterstützung während meiner Arbeit aussprechen. Herrn Dipl.-Ing. Stefan Bischoff vom Institut für Angewandte und Experimentelle Mechanik (IAM) möchte hier besonders für die fachlichen Diskussionen im Bereich der Mechanik danken. Herrn Dipl.-Ing. Stefan Utz und Herrn Dipl.-Ing. Patrick Buhl danke ich für die Unterstützung zur Durchführung der FE-Simulationen.

Ganz besonders danken möchte ich meiner Partnerin Frau Dipl.-Ing. Wan Jui Chou und meinen Eltern für die großartige Unterstützung und das mir entgegengebrachte Verständnis während der Erstellung der Arbeit sowie in der Zeit der Prüfungsvorbereitung.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen	5
Formelzeichen.....	6
Kurzfassung.....	9
Abstract	10
1 Einleitung und Zielsetzung	11
1.1 Ausgangssituation	11
1.2 Aufgabenstellung.....	11
2 Rührreißschweißprozess und Verbindungsqualität	13
2.1 Verfahrensspezifische Verbindungsfehler	15
2.1.1 Mögliche Fehlerarten bei Stumpfstoß- und Überlappverbindungen	15
2.2 Ausbildung von Eigenspannungen	17
2.3 Quasistatische Zugprüfung und Biegeprüfung	20
2.4 Zyklische Prüfung und Überprüfung der Anwendbarkeit aktueller Nachweiskonzepte zur Bewertung zyklischer Bauteilbeanspruchung	20
2.4.1 Zyklische Prüfung.....	20
2.4.2 Nennspannungskonzept	21
2.4.3 Strukturspannungskonzept	21
2.4.4 Örtliche Konzepte.....	22
3 Werkstoffcharakterisierung.....	23
3.1 EN AW-5454 O (Al Mg ₃ Mn).....	23
3.1.1 Chemische Zusammensetzung und Mikrostruktur	23
3.1.2 Quasistatische Zugversuche.....	26
3.1.3 Zyklische Werkstoffeigenschaften	27
3.2 EN AW-6016 T4 (Al Mg _{0,4} Si _{1,2}).....	28
3.2.1 Chemische Zusammensetzung und Mikrostruktur	28
3.2.2 Quasistatische Zugversuche.....	32
3.2.3 Zyklische Werkstoffeigenschaften	32
3.3 Vergleich beider Grundwerkstoffe.....	33
4 Experimentelle Untersuchungen an Rührreißschweißverbindungen	35
4.1 Herstellung der Schweißverbindungen und Ermittlung der quasistatischen Verbindungseigenschaften	35
4.1.1 Anlageneigenschaften, Schweißwerkzeuge und Probenentnahme.....	35
4.1.2 Artgleiche Verbindung EN AW-5454 O.....	40

4.1.3	Artgleiche Verbindung EN AW-6016 T4	43
4.1.4	Mischverbindung EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm) / EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)	45
4.1.5	Artgleiche Stumpfstoßverbindungen.....	49
4.2	Metallografische Analyse ausgewählter Verbindungen	53
4.2.1	Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O	53
4.2.2	Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4.....	56
4.2.3	Überlapp-Mischverbindung EN AW-5454 O / EN AW-6016 T4	61
4.3	Prüfung der zyklischen Verbindungseigenschaften	63
4.3.1	Grundlagen Prüfung und Auswertung	63
4.3.2	Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O	64
4.3.3	Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm).....	65
4.3.4	Überlapp-Mischverbindung EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm) / EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)	68
4.3.5	Artgleiche Stumpfstoßverbindungen.....	69
4.4	Fraktografische Analyse ausgewählter Verbindungen	71
4.4.1	Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O	71
4.4.2	Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4.....	72
4.4.3	Überlapp-Mischverbindung EN AW-5454 O / EN AW-6016 T4	75
4.5	Härteprüfung der artgleichen Überlappverbindungen EN AW-6016 T4	78
4.6	Thermografische Untersuchung ausgewählter Schweißparameter der artgleichen Überlappverbindung EN AW-6016 T4.....	82
4.7	Zerstörungsfreie Methoden zur Ermittlung von Schweißspannungen	90
4.7.1	Eigen Spannungsmessung mit Ultraschall.....	90
4.7.2	Röntgenografische Eigen Spannungsmessung	91
5	Modellierung und Simulation der Temperatur- und Spannungsfelder.....	93
5.1.1	Modellierung des Schweißprozesses	93
5.1.2	Berechnung der Eigen Spannungen unter Berücksichtigung der thermischen Prozessrandbedingungen.....	97
5.1.3	Ergebnisse der Eigen Spannungsberechnungen	99
5.2	Analytische Berechnung der Maximalspannungen in einschnittigen Überlappverbindungen mit starrer Fügezone	107
5.2.1	Mechanisches Ersatzmodell zur Bestimmung der wirkenden Schnittmomente in einer Überlappverbindung	108
5.2.2	Verallgemeinertes mechanisches Modell zur Berechnung der wirkenden	

Spannungen sowie der Verformung von einschnittigen Überlappverbindungen	111
5.2.3 Berechnungsergebnisse aus Testgeometrien	113
5.3 Verifikation des mechanischen Ersatzmodells durch FE-Simulation	118
5.3.1 Modellbildung und Ergebnisse aus durchgeführten elastischen FE-Berechnungen.....	118
5.3.2 Vergleich der Ergebnisse	119
5.3.3 Optimierung der analytischen Berechnung	122
5.4 Elastisch-plastische Korrektur der wirkenden Strukturspannung.....	127
5.4.1 Theoretische Grundlagen und Einflüsse auf die Strukturspannung.....	127
5.4.2 Anwendung der elastischen und elastisch-plastischen Korrekturfunktionen auf reale Spannungs-Wöhlerkurven.....	129
6 Zusammenfassung und Fazit	145
7 Literaturverzeichnis.....	149
8 Anhang.....	157
8.1 Werkzeuggeometrie	157
8.1.1 Werkzeugschulter Werkzeug 1 (D=8 mm).....	157
8.1.2 Werkzeugschulter Werkzeug 2 (D=12 mm).....	157
8.1.3 Stiftgeometrien (Werkzeug 1 und 2)	158
8.2 Probengeometrien.....	158
8.2.1 Zugprobe Form E DIN 50125.....	158
8.2.2 Zugprobe Form H DIN 50125	158
8.2.3 Probenform Zugprobe Überlappverbindung	159
8.2.4 Schwingprobe Grundwerkstoff/Stumpfstoßverbindung.....	159
8.2.5 Probenform Schwingprobe Überlappverbindung	159
8.2.6 Tabelle Probenmaße.....	160
8.3 Ergänzende metallografische Aufnahmen.....	160
8.4 Probendaten quasistatische Prüfung.....	165
8.5 Probendaten zyklische Prüfung	169
8.5.1 Grundwerkstoffe	169
8.5.2 Artgleiche Überlappverbindungen EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm)	170
8.5.3 Artgleiche Überlappverbindungen EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm).....	171
8.5.4 Misch-Überlappverbindungen EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm) / EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)	172

8.5.5	Misch-Überlappverbindungen EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm) / DC04 ($t_{DC04}=0,9$ mm).....	173
8.5.6	Stumpfstoßverbindungen.....	175

Abkürzungen

aw	“As welded”: Probenkörper im geschweißten, unbearbeiteten Zustand
A.S.	Advancing Side (“Gleichlaufseite”)
ASTM	American Society for Testing of Material
B.o.	Bruchposition Blech oben
B.u.	Bruchposition Blech unten
CBN	Kubisches Bornitrid
ESZ	Ebener Spannungszustand
FE	Finite Elemente
FSW	Friction Stir Welding
GW	Grundwerkstoff
IMWF	Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre Universität Stuttgart
IWB	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften TU München
MPA	Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart
R.S.	Retreating Side (“Gegenlaufseite”)
S.E.	Bruchposition Stoßebene
SGTE	Scientific Group Thermodata Europe
SSOL2	Thermocalc-interne Datenbank für NE-Metalle
TCW3	Thermocalc® Version 3
TMEZ	Thermisch-mechanische Einflusszone
WEZ	Wärmeeinflusszone
WKK	Lehrstuhl für Werkstoffkunde Universität Kaiserslautern
zfP	Zerstörungsfreie Prüfung

Weitere Abkürzungen werden im Text erläutert

Formelzeichen

α	°	Anstellwinkel, Arbeitswinkel
$\alpha_{kz,b}$	-	Kombinierte Kerbzahl für Zug-Biegebeanspruchung
ε_{el}	-	Elastische Dehnung
ε_{ges}	-	Gesamtdehnung
ε_{pl}	-	Plastische Dehnung
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
μ	-	Reibbeiwert
ρ	g/cm ³	Dichte
σ_{bx}	MPa	Aus Biegemoment resultierende Axialspannung
σ_{zx}	MPa	Aus Zuglast resultierende Axialspannung
σ_{gesx}	MPa	Aus Biege- und Zugbeanspruchung ermittelte Gesamtspannung
σ_o	MPa	Oberspannung
σ_u	MPa	Unterspannung
τ_{Kontakt}	MPa	Kontaktscherspannung
ω	s ⁻¹	Winkelgeschwindigkeit
a	mm	Bauteillänge des oben liegenden Bleches
b	mm	Länge des starr verbundenen Bauteilbereichs
c	mm	Bauteillänge des unten liegenden Bleches
$c_{i,j}$	-	Integrationskonstanten (1<i<3, 1<j<4)
d	mm	Stiftdurchmesser
$g_{\ddot{u}}$	1/mm	Überdeckungsgrad (Umdrehungszahl/Vorschub)
h _{pd}	mm	Eintauchtiefe
l	mm	Stiftlänge
n	min ⁻¹	Drehzahl
p_{wz}	MPa	Anpressdruck des Werkzeugs
$t_{1,2,3}$	mm	Blechdicke in analytischer Berechnung
t_{5454}	mm	Blechdicke EN AW-5454 (Ausgangszustand)
t_{6016}	mm	Blechdicke EN AW-6016 (Ausgangszustand)
t_w	s	Vorwärmzeit
t_z	mm	Zwischenschichtdicke
v_x	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
w	mm	Probenbreite
wp	mm	„welding pitch“ (Vorschub/Umdrehung)
x(...)	%	Gehalt eines Legierungselements

A_{Bruch}	%	Bruchdehnung
A_{gt}	%	Gleichmaßdehnung
C	kJ/kgK	Wärmekapazität
D	mm	Schulterdurchmesser
E	MPa	Elastizitäts (E-) Modul
E_i	MPa	E-Modul des jeweiligen Bauteilabschnitts ($1 < i < 3$; $1=a, 2=b, 3=c$)
F	N	Zugkraft
F_x	N	Kraft in Vorschubrichtung
F_o	N	Oberlast
F_u	N	Unterlast
F_y	N	Seitenführungskraft
F_z	N	Anpresskraft
G	MPa	Schermodul
H_{Stift}	mm	Integrationsgrenze, entspricht l
I_i	mm ⁴	Flächenträgheitsmomente ($1 < i < 3$; $1=a, 2=b, 3=c$)
$I_{1-3,\text{ges}}$	W	Teil- und Gesamtwärmestöme
K	MPa	Kompressionsmodul
L_{mess}	mm	Messlänge
M	Nm	Drehmoment
$M_{1,2}$	Nm	Teilschnittmomente (zweiteiliges Ersatzmodell)
M_{ges}	Nm	Aus Stoßgeometrie resultierendes Gesamtbiegemoment
$M_{\text{links, rechts}}$	Nm	Teilschnittmomente (dreiteiliges Ersatzmodell)
N	-	Lastwechselzahl / Zyklenzahl
R	-	Spannungsverhältnis
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 %-Dehngrenze
R_{Schulter}	mm	Integrationsgrenze, entspricht R
R_{Stift}	mm	Integrationsgrenze, entspricht r
$T_{\text{prüf}}$	°C	Prüftemperatur
T_R	°C	Rekristallisationstemperatur
T_S	°C	Schmelztemperatur

Weitere Formelzeichen werden im Text erläutert

Kurzfassung

Der erweiterte Einsatz von Rührreibschweißverbindungen im Kraftfahrzeugwesen im Zuge der Durchsetzung von Leichtbaumaßnahmen insbesondere im Zusammenhang mit der Verwendung von Aluminiumstrukturen erfordert eine intensive Diskussion der Einsatzfähigkeit des Rührreibschweißprozesses hinsichtlich der Verbindungsqualität. Durch die Anwendung im Flugzeugbau ist die durch Rührreibschweißen erreichbare Nahtqualität hinreichend bewiesen, jedoch müssen die Rahmenbedingungen im Fahrzeugbau berücksichtigt werden. Das Produktionsvolumen und die abgesetzte Menge sowie die Diversität der Bauteilverbindungen unterscheiden sich dabei besonders stark von den bisherigen Einsatzgebieten des Rührreibschweißens. Aufgrund konstruktiver Vorgaben ist ein Einsatz von Überlappverbindungen z.B. bei der Herstellung von Tailored Blanks großer Blechdickenübergänge, der Erzeugung von Mischverbindungen, sowie beim Verschließen von Tanks und Gehäusen notwendig.

Die untersuchten Überlappverbindungen finden typischerweise aufgrund der gewählten Blechdicken sowie der Legierungswahl (EN AW-5454 O, EN AW-6016 T4) im Karosseriebau Anwendung. Die Beurteilung der Verbindungseigenschaften von Überlappverbindungen erfolgt üblicherweise auf Basis des Nennspannungskonzeptes mit zusätzlicher Berücksichtigung des Kerbeeinflusses. Durch diese Vorgehensweise können die Mechanismen, die zur Verkürzung bzw. zur Verlängerung der Lebensdauer einer spezifischen Verbindung führen, kaum identifiziert werden. Auch sind werkstoff- und eigenspannungsbedingte Einflüsse auf die Verbindungseigenschaften hinsichtlich der Anwendung in Form von rührreibgeschweißten Überlappverbindungen kaum erforscht.

Um eine umfassende Charakterisierung rührreibgeschweißter Überlappverbindungen zu gewährleisten, wurden Schweißparameterstudien mit artgleichen Verbindungen und Mischverbindungen durchgeführt. Anhand der quasistatischen Verbindungsfestigkeit wurden Verbindungen ausgewählt und hinsichtlich ihrer zyklischen Verbindungseigenschaften geprüft. Unterstützend wurden metallografische und fraktografische Analysen zur Beurteilung der Gefügestrukturen sowie thermografische Untersuchungen und thermodynamische Berechnungen des Ausscheidungszustandes herangezogen, um mögliche Ausscheidungsaufösungen sowie Nahtfehler zu erkennen.

Im Fokus der weiteren Untersuchungen stand die Erarbeitung und Anwendung einer vereinfachten analytischen Berechnungsmethodik zur Bestimmung der maximalen Strukturspannung in einschnittigen Überlappverbindungen. Die Berücksichtigung der wirkenden, den Zugspannungen überlagerten, Biegespannungen ermöglicht einen direkten Vergleich der Festigkeitseigenschaften mit Stumpfstoßverbindungen und den Grundwerkstoffen. Zur Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen wurde ein Finite-Elemente-Berechnungsmodell erstellt, das es erlaubt, den Schrumpfeigenspannungszustand einer Probe zu erfassen und hinsichtlich eines Einflusses auf die Verbindungseigenschaften zu bewerten.

Mit den in dieser Arbeit durchgeführten Analysen wird eine vereinfachte, realistische Bewertung des zyklischen Verbindungsverhaltens rührreibgeschweißter Überlappverbindungen geringer und mittlerer Fügstellenbreiten ermöglicht. Es wird gezeigt, dass die in der Naht herrschenden Strömungsverhältnisse großen Einfluss auf die Form und Lage von Oxidschichtpartikeln und damit direkte Auswirkungen auf das Bauteilverhalten besitzen.

Abstract

The planned application of friction stir welding in automotive engineering as a part of the realisation of light weight design measures in conjunction with the use of aluminum structures requires an intense discussion of the Friction Stir Welding process ability with respect to the joint quality. The application in the aeronautics industry has proven the ability of Friction Stir Welding to produce high strength joints. However, the boundary conditions in automotive industry have to be considered. The production and sales volume as well as the diversity of joint designs differ strongly from the conventional fields of applications of Friction Stir Welding. The use of the lap joint geometry becomes necessary in such applications as production of tailored blanks of high sheet thickness difference, dissimilar lap joints as well as in sealing of tanks and housings.

The investigated lap joints are, due to their sheet thicknesses and the choice of alloys (EN AW-5454 O, EN AW-6016 T4), typically used in car body construction. The assessment of the joint properties of lap joints is usually done by the application of the nominal stress concept with additional determination of the notch influence. Caused by this approach, mechanisms, which lead to the shortening or extension of the joint lifetime, can hardly be identified. The material and residual stress related influences on friction stir welded lap joints haven't been investigated sufficiently so far.

To ensure a comprehensive characterization of lap joints, parameter studies including similar and dissimilar joint configurations were performed. Based on quasi-static performance, chosen joints were tested regarding their cyclic joint properties. Supportive metallographic analysis, thermodynamic calculations of the precipitation conditions and thermographic imaging were used to assess microstructure and precipitation dissolution as well as weld defects.

The development and application of a simplified calculation method used to determine the maximum structural stresses in single lap joints was focused during further investigations. By taking into account all acting bending stresses which are superimposed by nominal tensile stress, a direct comparison of strength properties to butt joints and the base material is made possible. To determine the residual welding stresses, a computational model was developed which allows to capture the shrinking residual stresses in a specimen and to evaluate the possible influence on the joint properties.

The suggested analytic approach in this thesis allows a simplified, realistic assessment of the cyclic joint behavior of friction stir welded single lap joints with small to mid-sized weldment widths. It is also shown, that the flow characteristics in the weldment affect the shape and size of oxide particles and therefore has direct influence on the joint behavior.

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Ausgangssituation

Das Rührreibschweißen hat sich seit seiner Patentierung durch Wayne Thomas im Jahr 1991 zu einem industriell akzeptierten Fügeprozess gewandelt. Vor allem im nautischen Bereich sowie in der Luft- und Raumfahrtbranche besteht stets die Forderung der Reduktion des Treibstoffverbrauchs bzw. der Erhöhung der Zuladung durch Leichtbaustrukturen. Durch die Weiterentwicklung von Aluminium-Schiffkonstruktionen konnte sich das Rührreibschweißen aufgrund seiner verfahrenstechnischen Vorteile beim Schweißen von dickwandigem Plattenmaterial hinsichtlich Schweißzeit, Nahtqualität und Gewichtsreduktion durch Vermeidung des Nahtüberstands gegenüber den Schmelzschweißverfahren durchsetzen [1]. Das Interesse der Luftfahrtindustrie kann durch die Suche nach einem Fügeverfahren als Ersatz für das Nieten von Blechstrukturen zur Gewichtsreduktion begründet werden, jedoch besteht ebenfalls die Absicht, herkömmlich gefräste Trägerstrukturen durch Schweißkonstruktionen zu ersetzen. Bislang werden große Träger mit hohem zeitlichem und werkzeugintensivem Aufwand aus Aluminiumblöcken unter Verlust von 90-95% des Volumenanteils in Spanform gefräst [2][3][4]. Die durch Einsatz des Rührreibschweißens erreichbare Reduktion des fertigungstechnischen Aufwandes ist daher ökonomisch und ökologisch sinnvoll und im aktuellen Kontext der politischen und gesellschaftlichen Forderung nach umweltverträglichen Maßnahmen notwendig zur Erhaltung der individuellen Mobilität, vgl. [5].

Bislang stellt sich das Rührreibschweißen als Alternative vor allem in der industriellen Anwendung mit beschränkter Stückzahl dar. Ein Einstieg in die Massenproduktion erfolgte erst durch den Beginn der Erforschung des Rührreibschweißens im Zusammenhang mit automobiltechnischen Anwendungen, ausgehend von der Verarbeitung von Profilsträngen in der Herstellung von Schienenfahrzeugen [6][7][8][9]. Durch die Verwendung von Aluminiumprofilen besteht die theoretische Möglichkeit bei gleicher Steifigkeit das Gewicht einer Stahlkonstruktion um 50% zu reduzieren. In Verbindung mit der Herstellung der Profile und Bleche aus Aluminium-Rezyklat ergibt sich ein um ca. 30% reduzierter Energieaufwand gegenüber Bauteilen aus Stahl-Rezyklat [10].

Die Erforschung des Rührreibschweißprozesses führte bisher zu einer Beschreibung der Verbindungsqualität in Form von quasistatischen Verbindungseigenschaften, in einigen Untersuchungen wird ebenfalls das zyklische Verbindungsverhalten beschrieben [11][12][13]. Zusätzlich bieten die optische Überprüfung sowie Methoden der zerstörungsfreien Prüfung die Möglichkeit der Beurteilung der Qualität rührreibgeschweißter Verbindungen. In der überwiegenden Mehrheit der Untersuchungen wird dabei von einer Stumpfstoßverbindung ausgegangen. Trotz des konstruktionsbedingt häufigen Einsatzes von Überlappverbindungen sind Aussagen über festigkeitsmäßige Eigenschaften dieses Verbindungstyps selten in der aktuellen Literatur zu finden, vor allem über die zyklischen Eigenschaften von Überlappverbindungen bestehen Unklarheiten aufgrund der Darstellung der Ergebnisse in Abhängigkeit von der Prüflast, bzw. der nennspannungsbasierten Auswertung der Versuche.

1.2 Aufgabenstellung

Aus den im Automobilbau häufig als Struktur und Außenhautwerkstoff eingesetzten Aluminiumknetlegierungen EN AW-5454 O (AlMg3Mn, Blechdicke $t_{5454}=3,5$ mm) und EN AW-6016 T4 (AlMg0,4Si1,2, $t_{6016}=1,1$ mm) mittels Rührreibschweißen (Friction Stir Welding, FSW) hergestellten Überlappverbindungen werden hinsichtlich ihrer quasistatischen und zyklischen

Verbindungseigenschaften geprüft. Dazu werden Versuche zur Bestimmung von Schweißparametern für die Verbindungskonfigurationen EN AW-5454 (artgleich), EN AW-6016 (artgleich) sowie Mischverbindungen EN AW-5454/EN AW-6016 (EN AW-5454 oben sowie unten liegend) unter Verwendung zweier verschiedener Schweißwerkzeuge durchgeführt. Aus quasistatischen Zugversuchen werden Parametersätze, die zu Verbindungen besonders hoher Verbindungsfestigkeit führen, zur Untersuchung der zyklischen Eigenschaften ausgewählt. Die so bestimmten Verbindungen werden anhand metallografischer Querschliffe bewertet und mit Verbindungen reduzierter quasistatischer und zyklischer Festigkeit verglichen. Verbindungen unter Beteiligung von EN AW-6016 werden auf eine eventuelle Auflösung der enthaltenen festigkeitssteigernden Ausscheidungen untersucht. Die zyklischen Versuche werden nach dem sog. Perlschnurverfahren (mindestens sechs Lasthorizonte, mindestens sechs Proben auf drei ausgewählten Lasthorizonten) bei einem Spannungsverhältnis $R=0,1$ bis Erreichen einer maximalen Lastwechselzahl von $N=2 \cdot 10^6$ geprüft und statistisch ausgewertet. Eine anschließende fraktografische rasterelektronenmikroskopische Analyse der Bruchflächen dient zur Bestimmung des Bereichs des Schwingungsanrisses.

Parallel zu den durchgeführten Untersuchungen wird das Verhalten von Überlappverbindungen unter Zugbeanspruchung analytisch hergeleitet und für die geprüften Verbindungskonfigurationen berechnet. Die Ermittlung der wirkenden Strukturspannung in einer Überlappverbindung erfolgt dabei in erster Näherung fiktiv elastisch sowie in einer zweiten Stufe elastisch-plastisch unter Verwendung der quasistatisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen. Die Ergebnisse der analytischen Berechnung werden mit Finite-Elemente (FE)-Berechnungen der Verbindungen verglichen.

Um die Möglichkeit einer Ausscheidungsauflösung zu untersuchen, werden thermodynamische Berechnungen der Phasendiagramme der untersuchten Legierungen unter Berücksichtigung der Hauptlegierungselemente durchgeführt. Gleichzeitig erfolgt anhand der analytischen Formulierung der beim Rührreißschweißen erzeugten Reibwärme nach Schmidt und Hattel [14] eine sequentiell gekoppelte thermisch-mechanische Prozesssimulation. Die Simulation ermöglicht ebenfalls eine Aussage über die, aus dem Temperaturfeld und den wirkenden thermischen und mechanischen Randbedingungen resultierenden, Schweißeigenstressspannungen. Durch den simulationsgestützten Vergleich von eigenstress-behafteten Verbindungen mit eigenstress-freien Proben kann eine Aussage über den Einfluss der Schweißeigenstressspannungen auf das Verbindungsverhalten abgeschätzt werden.

2 Rührreißschweißprozess und Verbindungsqualität

Der Prozess des Rührreißschweißens soll im Folgenden anhand des dieser Arbeit überwiegend zugrunde liegenden Verbindungstyps einer Überlappverbindung beschrieben werden. Für die Beschreibung zur Herstellung und Prüfung von Stumpfstoßverbindungen sei beispielhaft auf folgende Quellen verwiesen [15][16]. Eine schematische Darstellung möglicher Stoßformen beim Rührreißschweißen ist in Abb. 2.1 gegeben, dabei muss beachtet werden, dass die Halbzeuge zur Herstellung einiger der dargestellten Stoßformen gegebenenfalls eine gegenüber herkömmlichen Schweißverfahren veränderte Bauteilgeometrie besitzen müssen, um eine Auflagefläche für die Werkzeugschulter zu schaffen.

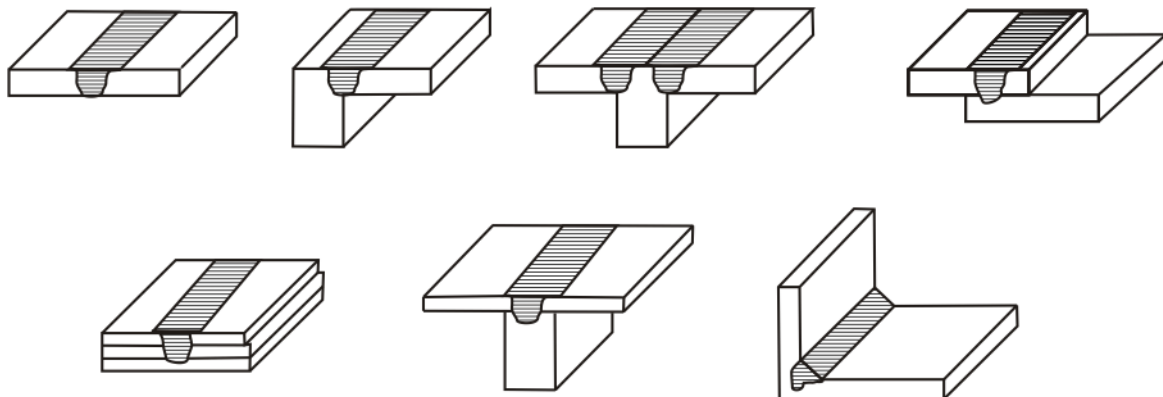


Abb. 2.1: Durch Rührreißschweißen herstellbare Stoßformen (nach [17])

Zur Herstellung einer Überlappverbindung werden die Fügepartner mit der geforderten Überlapplänge angeordnet und auf dem Maschinentisch parallel und senkrecht zur Vorschubrichtung fixiert. Die Überlapplänge richtet sich meist nach dem Durchmesser der Werkzeugschulter. Beim Rührreißschweißen besteht verfahrensbedingt durch die Verbindungsbildung ohne Erschmelzen der Grundwerkstoffe die Möglichkeit, unterschiedliche Blechdicken und/oder Grundwerkstoffe zur Herstellung von artgleichen Verbindungen sowie von Mischverbindungen zu verwenden.

Abb. 2.2 zeigt schematisch die Entstehung einer Rührreißschweißnaht an einer Stumpfstoßverbindung. Wie bei der Fräsbearbeitung ist der Werkzeugvorschub der Drehbewegung überlagert, für das Rührreißschweißen werden an dieser Stelle die international gebräuchlichen Begriffe „Advancing Side“ und „Retreating Side“ eingeführt, die in der spanenden Bearbeitung der Gleich- bzw. Gegenlaufseite entsprechen.

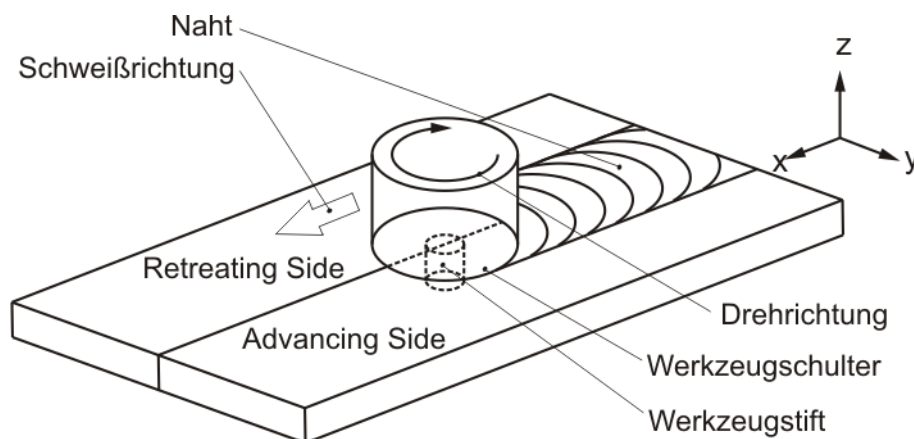


Abb. 2.2: Seitendefinition beim Rührreißschweißen

Diese Begriffe werden zu Identifikationszwecken bei der metallografischen Untersuchung der hergestellten Verbindungen und thermografischen Analyse des Prozesses wieder aufgegriffen. Aufgrund der Geschwindigkeitsdifferenz beider Seiten ergeben sich je nach Wahl der Parameter Eindringtiefe, Vorschubgeschwindigkeit und Drehzahl spezifische Asymmetrien des Temperaturfelds sowie eine charakteristische Form der Fügezone und der angrenzenden Bereiche. Die Parameter Vorschubgeschwindigkeit und Drehzahl können zum sog. Überdeckungsgrad zusammengefasst werden, der die Anzahl der Umdrehungen pro mm Vorschub angibt und somit eine grobe Abschätzung der herrschenden Fügetemperaturen im Relativvergleich von Parametersätzen ermöglicht.

Legende:

α : Anstellwinkel, Arbeitswinkel

D: Schulterdurchmesser

F_x : Kraft in Vorschubrichtung

F_z : Anpresskraft

M: Drehmoment

hpd: Eintauchtiefe

n: Drehzahl

v_x : Vorschubgeschwindigkeit

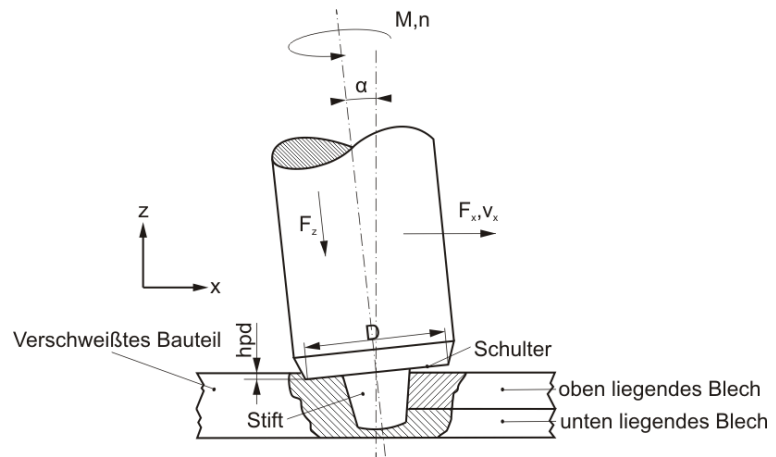


Abb. 2.3: Definitionen und Parameter beim Rührreißschweißen (nach [18])

Abb. 2.3 zeigt eine schematische Darstellung des Rührreißschweißprozesses für eine Überlappverbindung, die im Projekt verwendeten Geometrien werden in Abschnitt 4.1.1 beschrieben. Die Schnittdarstellung erfolgt parallel zur Vorschubrichtung des Werkzeugs (x). Ein Werkzeug, meist bestehend aus Schulter und Werkzeugstift, wird zunächst bohrend auf Eindringposition gebracht, dabei wird bei einem lagegeregelten Betrieb der Schweißanlage die Eintauchtiefe der Schulter in das oben liegende Blech als Weg (hpd) vorgegeben. Die Länge des Werkzeugstiftes wird an die Dicke des oben liegenden Fügepartners angepasst, ein Teil des Stiftes muss im eingetauchten Zustand das unten liegende Blech penetrieren, um eine Durchmischung der Fügepartner zu gewährleisten. In einer kurzen Aufwärmphase, d.h. dem Halten der Schweißposition, wird das, das Werkzeug im Bereich der Werkzeugschulter umgebende, Materialvolumen unter Einwirkung der Reibungswärme der Schulter und des Stiftes sowie der im Material verrichteten Scherarbeit in Form von Dissipationswärme in einen viskoplastischen Materialzustand versetzt. Anschließend wird das Werkzeug entlang der Fügeinie verfahren. Die wirkenden Prozesskräfte (Anpresskraft F_z , Vorschubkraft F_x und Seitenführungskraft F_y) sind dabei neben der Werkzeuggeometrie abhängig von der Wahl der Schweißparameter Drehzahl n und Vorschubgeschwindigkeit v_x , sowie der Eintauchtiefe hpd. Um eine Verdrängung des plastifizierten Materials aus der Naht, bzw. eine Förderung des Materials aus der Fügezone durch den Werkzeugstift zu verhindern, werden häufig konisch zum Stift zulaufende Schulterformen gewählt, die einen Materialstau unter der Schulteroberfläche bewirken. Die Richtung des Materialtransports durch den Werkzeugstift kann über das Aufbringen einer Schraubenstruktur sowie der Formgebung des Stiftes (z.B. Ausführung als Konus) bestimmt werden. Im Fall einer Strukturierung wird die Drehrichtung des Werkzeugs

gegenläufig zur Steigung des Gewindes gewählt, um dem in viskoplastischen Zustand versetzten Material zusätzlich zur tangentialen Rotation um das Werkzeug eine axiale Geschwindigkeitskomponente hin zum Nahtgrund (bzw. zur Nahtwurzel im Falle von Stumpfstoßverbindungen) aufzuprägen.

Am Nahtende wird das Werkzeug unter Rotation aus der Naht verfahren, es entsteht das rührreibschweißtypische Endloch aufgrund des abrupten Erkalts des Werkstoffs unter Verlust der Reibwärme durch die Werkzeugschulter. Nach einer kurzen Abkühlzeit und dem Lösen der Niederhalter erfolgt die Entnahme des Werkstücks.

2.1 Verfahrensspezifische Verbindungsfehler

Durch die Verbindungsbildung in viskoser Phase treten beim Rührreibschweißen manche, vom Aluminium-Schmelzschweißen bekannte Verbindungsfehler, wie z.B. Porosität durch eingeschlossene Gasblasen, nicht auf. Dennoch können Rührreibschweißnähte, jeweils in Abhängigkeit der verwendeten Schweißparameter, mit verfahrensspezifischen Fehlern behaftet sein [19]. Im Folgenden werden Fehler, die während der Untersuchungen zur Erstellung der vorliegenden Arbeit festgestellt wurden, vorgestellt.

2.1.1 Mögliche Fehlerarten bei Stumpfstoß- und Überlappverbindungen

Abb. 2.4 stellt in einer Zusammenstellung schematisch alle aufgetretenen Verbindungsfehler für Stumpfstoß- und Überlappverbindungen dar. Meist können durch eingehende Untersuchung mittels zFP-Methoden sowie durch metallografische Untersuchungen und Sichtprüfung an einer Verbindung mehrere Fertigungsungängen festgestellt werden. Entscheidend bezüglich deren Einfluss auf die mechanischen Verbindungseigenschaften sind jedoch Größe, Form und Lage der/des Fehler/s.

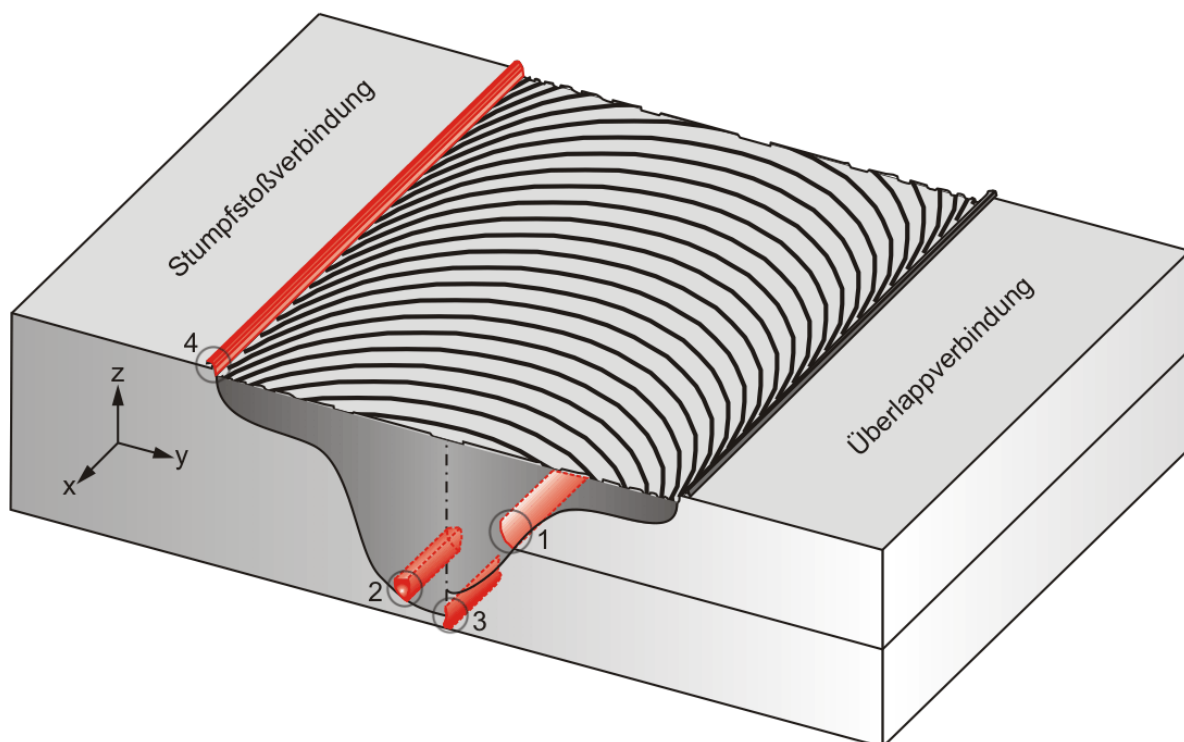


Abb. 2.4: Festgestellte verfahrenstypische Fertigungsungängen

Unvollständige Verbindung

Eine unvollständige Verschweißung (Abb. 2.4: 1) tritt vor allem im Zusammenhang mit unvollständig verrührten Oxidschichten an Blechoberflächen auf und wird durch die Lagerung der Halbzeuge sowie die, in den meisten Fällen aufgrund von Fertigungskosten, unterlassene Entfernung der Oberflächenoxidschicht verursacht. Eine Wahl von ungünstigen Verhältnissen von Vorschubgeschwindigkeit zu Drehzahl kann zu einer ungenügenden Zerteilung der Oxidschichten führen. Verbleiben größere Oxidpartikelverbunde, findet keine Durchmischung statt, was in einer mangelnden Verbindungsbildung resultiert [20][21]. Zusätzlich zur Schwächung der Verbindung durch unverbundene Bereiche kann eine unvollständige Verbindung aufgrund der Fehlergeometrie zu scharfen inneren Kerben im Werkstück führen, die negative Auswirkungen auf das statische und zyklische Verhalten der Verbindung haben. Bedingt durch die Probengeometrie ergibt sich eine sehr kleine Fügezone, die lediglich etwas breiter als der Stiftdurchmesser des Schweißwerkzeugs ist. Um eine gute Verbindungsqualität zu erzielen, sollten die Oberflächenoxidschichten der Fügepartner durchbrochen und in feine Partikel zerteilt werden, um einen negativen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit zu vermeiden, vgl. Abschnitt 4.2. In einem Querschliff durch eine Überlappverbindung ist deutlich zu erkennen, dass die Oberflächenoxidschichten direkt an die Rührzone grenzen. Abb. 2.5 zeigt eine artgleiche Überlappverbindung aus EN AW-6016 T4, die Fügezoneweite beträgt 5 mm. Die Oxidschichten der Blechoberflächen sind in der Bildmitte zu erkennen und schließen horizontal an die Fügezone an. Da hier keine Verschweißung stattfinden kann, wirken die unverschweißten nahtnahen Bereiche unter Belastung als bauteilinterne Kerbe. Der Kerbeinfluss richtet sich nach ihrer parameter- und werkzeugspezifischen Form und Lage.

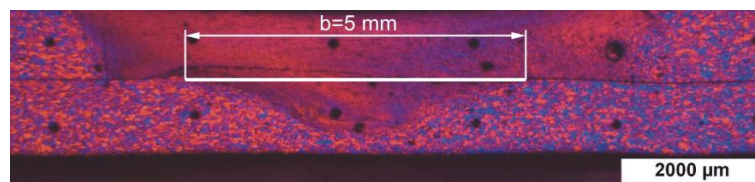


Abb. 2.5: Querschliff durch eine artgleiche Überlappverbindung aus EN AW-6016 T4

Schlauchporen

Schlauchporen (Abb. 2.4: 2) treten meist in schulterfernen Rührzonenbereichen von Schweißnähten auf und werden durch einen unzureichenden Materialtransport in der Naht verursacht. Bei Parameterkombinationen, die eine niedrige eingebrachte Streckenenergie zur Folge haben („kalte“ Schweißungen), kann es aufgrund der mechanischen Eigenschaften des Schweißgutes bei den entsprechenden resultierenden Füge Temperaturen zu instationären Fördervorgängen am Werkzeug kommen. Die entstehenden Volumenfehler werden bei jeder Werkzeugdrehung gebildet, was die axiale Ausdehnung der Schlauchporen verursacht. Durch die Konstruktion des Werkzeugs wird über Gewindesteigungen und eine gegenläufige Drehrichtung versucht, den unteren Nahtbereichen Material zuzuführen. Eine Detektierung von Schlauchporen ist je nach Größe und Lage der Fehlstellen über Ultraschallprüfung und computertomografische Analysen möglich [22].

Offene Nahtwurzel

Eine offene Nahtwurzel (Abb. 2.4: 3) ist meist eine Kombination einer unvollständigen Ver-

bindung und einer Schlauchpore und tritt nur bei Stumpfstoßverbindungen auf. Verursacht durch einen zu kurz oder zu lang eingestellten Werkzeugstift, bzw. einer zu geringen/großen Eintauchtiefe kommt es zu einem nicht ausreichenden Materialtransport in den Bereich der Nahtwurzel. Gleichzeitig werden die Oxidschichten an den Blechkanten nicht zerstört. Im Bereich der Nahtwurzel findet dadurch keine Verbindung der Fügepartner statt, was zu einer Schwächung der Schweißnaht führt. Offene Nahtwurzeln konnten mittels zfP-Methoden nicht detektiert werden, da es sich jedoch um systematische, reproduzierbare Fehler handelt, ist ein Ausschluss durch Parameteroptimierung in Vorversuchen möglich. Eine Prüfung auf Durchschweißung erfolgt meist über eine Dreipunkt-Biegung eines quer zur Naht entnommenen Probenstreifens. Dabei wird die Probe mit der Nahtwurzel über einen Zylinder um 90-180° nach außen gebogen. Wenn kein Auftrennen der Wurzel beobachtet werden kann, gilt die Probe als fehlerfrei bzw. durchgeschweißt.

Materialauswurf, Grat

Begünstigt von hohen Fügetemperaturen unter der Werkzeugschulter bei Schweißparametern mit niedrigem Vorschub pro Werkzeugumdrehung sowie einer hohen Eintauchtiefe kann Material aus dem Bereich unter der Schulter ausgetragen und zur Seite der Naht verdrängt werden (Abb. 2.4: 4). Aus dem Auswurf resultieren eine geringere Bauteildicke im Bereich der Fügezone sowie optisch unansprechende Nahtoberflächen und Nahränder. Meist kann der Materialauswurf durch iterative Anpassung der Schweißparameter für einen Anwendungsfall auf ein Optimum korrigiert werden. Bei Materialauswurf besteht stets die Gefahr, dass neben der Reduktion des Bauteilquerschnitts aufgrund von mangelndem Materialvolumen in Stiftumgebung im Nahtinneren Schlauchporen entstehen, da eine diskontinuierliche Materialförderung eintritt.

2.2 Ausbildung von Eigenspannungen

In einem abgeschlossenen, kräftefreien System verursachen Eigenspannungen, die häufig aus umformtechnischen Vorgängen oder Wärmebehandlungen resultieren, eine Verspannung der Struktur. Bei Schweißprozessen werden durch die verfahrensspezifische eingebrachte Wärmemenge sowie die Verformung des Schweißgutes und dessen Umgebung die Voraussetzungen für die Ausbildung von Schweißeigenspannungen erfüllt. Bezogen auf das Rührreißschweißen können die prozessseitigen Mechanismen, die in Eigenspannungen resultieren, in drei Kategorien unterteilt werden:

- Eigenspannungen durch Wärmeeinbringung (vorwiegend Reibwärme)
- Eigenspannungen durch Umformung in Rührzone und thermisch-mechanischer Einflusszone (TMEZ)
- Eigenspannungen hervorgerufen durch Werkzeugdruck auf die Bauteiloberfläche

In Ergänzung zu diesen Einflussgrößen müssen ebenfalls die thermischen und mechanischen Schweißrandbedingungen, d.h. die Schweißbadstütze sowie die Aufspannvorrichtung berücksichtigt werden.

Von Bedeutung für die Beurteilung von Schweißeigenspannungen ist eine mögliche Reduktion der Schweißnahtqualität bezogen auf ihre quasistatischen und zyklischen Festigkeitseigenschaften. Dabei sind die Richtung sowie die Höhe der Schweißeigenspannungen entscheidend für den Einfluss auf das Bauteilverhalten. In Abschnitt 5 erfolgt eine Gegenüber-

stellung gemessener und berechneter Schweißeigenspannungen von Rührreibschweißverbindungen sowie eine vertiefte Darstellung der Eigenspannungsverteilungen.

Die überwiegende Mehrheit von Untersuchungen zur Ausbildung von Schweißeigenspannungen bezieht sich auf das Schmelzschweißen von Stahl. Die werkstoffseitigen Mechanismen können daher nur bedingt auf das Rührreibschweißen von Aluminium übertragen werden. Wie beim Schmelzschweißen kann das Werkzeug in erster Näherung als eine wandernde Wärmequelle auf einer ebenen Platte betrachtet werden, siehe [Abb. 2.6](#). Die höchste erreichte Temperatur resultiert aus der Reibung der Schulter am Werkstück. Wird ein ortsfestes Werkstoffvolumen in der Mitte der Platte für eine Betrachtung der Zustände herausgegriffen, so erfährt es zunächst, durch die hohe Leitfähigkeit des Aluminiums bedingt, eine, der Wärmequelle vorauslaufende Erwärmung und somit eine Volumendehnung. Die Randbedingung senkrecht zur Nahtachse, erzeugt durch die Niederhalter sowie weitere Befestigungselemente, verhindern eine freie Volumendehnung. Erreicht das Werkzeug dieses gedachte Werkstoffvolumen, so wird dieses plastisch bei einer ortsabhängig maximalen Fügetemperatur verformt. Prozessbedingt befindet sich der Werkstoff beim Rührreibschweißen stets in fester Phase, jedoch im Bereich der Rührzone in einem viskoplastischen Zustand. Durch die thermische Ausdehnung des Werkstoffs und den auf die Werkstückoberfläche wirkenden Werkzeugdruck kommt es zu einer Druckplastifizierung. Im Gegensatz zum Schmelzschweißen wird beim Rührreibschweißen die Plastifizierung nicht ausschließlich durch die hohe Temperatur des Schweißgutes verursacht, die wirkenden Kraftverhältnisse in der Schweißnaht, besonders über den von der Werkzeugschulter ausgeübten Druck, tragen einen erheblichen Anteil zur Entstehung von Schweißeigenspannungen bei. Nach Durchlauf des Werkzeugs erkaltet das Volumen, wiederum durch die hohe Temperaturleitfähigkeit von Aluminium bedingt, sehr schnell, was eine Schrumpfung des Volumens verursacht. Im Bereich der Fügezone und in der TMEZ werden dadurch Zugeigenspannungen verursacht, die als Schrumpfeigenspannungen klassifiziert werden können.

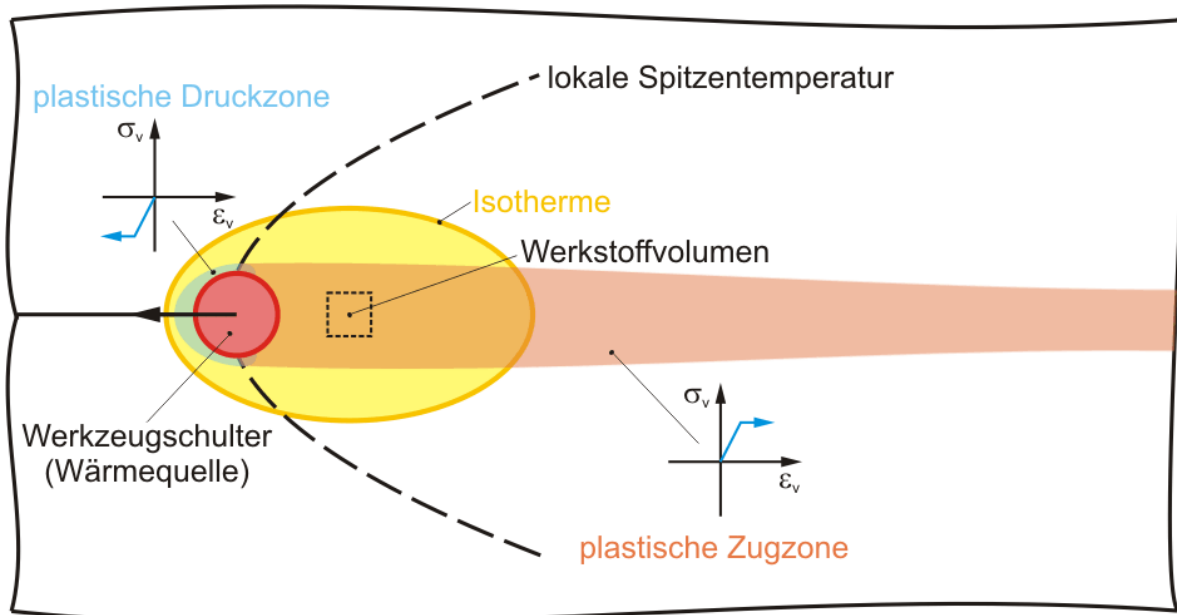


Abb. 2.6: Ausbildung von Eigenspannungen im quasistationären Temperaturfeld

Schrumpfeigenstressungen

Erkaltet der Werkstoff nach Durchlauf des Werkzeugs, führt die Temperaturabnahme zu einer Schrumpfung, die Zugeigenstressungen nach sich zieht. Solche Zugeigenstressungen resultieren bei rührreibgeschweißten Blechverbindungen in Quer- und Axialverzug. Die Höhe der Eigenstressungen wird zusätzlich durch die Einspannungsbedingungen bestimmt, so führt eine steifere Einspannung z. B. im Falle von Stumpfstoßverbindungen zu einer Behinderung der Querbewegung der Fügepartner und somit zu höheren Quer-Eigenstressungen, siehe auch [23]. Im Folgenden wird zur detaillierten Ursachenbeschreibung (entsprechend Abb. 2.7) stets in Quer- und Axialeigenstressungen unterschieden.

Die idealisierte Eigenstressungsverteilung in Abb. 2.7 geht von Axialeigenstressungen aus, die zu Beginn und Ende der Naht von Null ausgehend über den quasistationären Bereich der Naht (vgl. Abschnitt 4.1) eine konstante Zugbeanspruchung in der Schnittebene B-B annehmen. Die Axialeigenstressungen eines quer über die Schweißnaht gelegten Pfades (Schnitt A-A) beschreiben ein Maximum der Zugbeanspruchung in der Mitte der Naht, während in nahtfernen Bereichen Druckeigenstressungen vorherrschen [24]. Die Axial- und Querschrumpfung verursacht ebenfalls Eigenstressungen quer zur Naht, d.h. im betrachteten Fall einer Rührreißschweißverbindung dünner Bleche in Beanspruchungsrichtung der entnommenen Proben. Quereigenstressungen sind daher für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Bewertung der quasistatischen und zyklischen Verbindungseigenschaften von größerer Bedeutung als Axialeigenstressungen. Quereigenstressungen werden mit einer maximalen Höhe von etwa einem Drittel der Axialeigenstressungen angenommen [25]. Die Umlagerung von Axialeigenstressungen kann jedoch bei Probenentnahme zu einer Zunahme der Quereigenstressungen führen, siehe Abschnitt 5.1.3. Der idealisierte Spannungsverlauf quer zur Naht geht von einem Zug-Maximum in der Nahtmitte aus, an den Blechenden nehmen die Quereigenstressungen auf Nullniveau ab (Schnitt A-A). In axialer Richtung bildet sich ebenfalls ein Zugspannungsmaximum in der Mitte der Naht aus, an den Nahtenden entstehen Druckeigenstressungen zur Kompensation der Zugeigenstressungen des Mittelteils. Für alle Eigenstressungsverläufe gilt, dass sich Eigenstressungen in einer Schnittebene des Bauteils gegenseitig zur Einhaltung des Kräftegleichgewichts aufheben müssen.

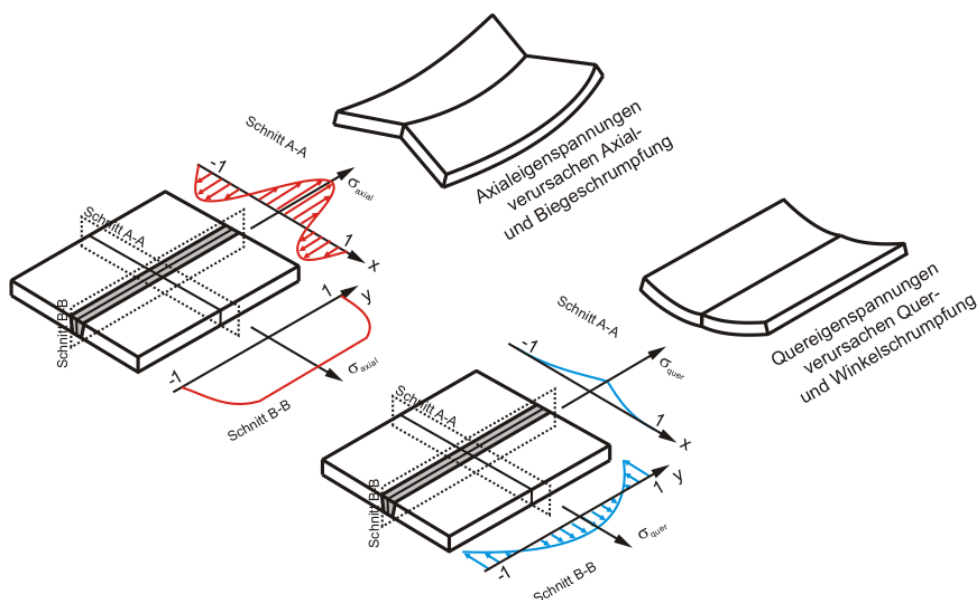


Abb. 2.7: Schrumpfeigenstressungen in Quer- und Längsrichtung

Eigenspannungen können im Fall von Aluminiumlegierungen teilweise durch eine Wärmehandlung (Spannungsarmglühen) reduziert werden, im Falle der untersuchten Schweißungen wurde jedoch keine Glühbehandlung durchgeführt, um die Proben im Zustand „wie geschweißt“ („as welded“) zu untersuchen.

2.3 Quasistatische Zugprüfung und Biegeprüfung

Die Prüfung der Verbindungsqualität erfolgt in der überwiegenden Mehrheit der Untersuchungen auf Basis von quasistatischen Zugversuchen. Die Referenz bildet dabei die mechanisch-technologischen Eigenschaften des Basismaterials, meist in Form von Zugfestigkeit sowie Bruchdehnung. Je nach Anwendungsbereich können somit Grenzwerte hinsichtlich Mindestanforderungen definiert werden. Für Überlappverbindungen können, aufgrund der Verformung unter Zugbeanspruchung sowie der unbekanntenen Kerbgeometrie der Verbindung, keine real auftretenden Spannungswerte berechnet werden, vgl. Abschnitte 2.4 und 4.2. Ein Vergleich erfolgt daher nennspannungsbasiert durch die Quotientenbildung aus Maximallast und dem Nennquerschnitt eines Bleches. Eine realistische Abschätzung der wirkenden Spannungen während der Zugprüfung von Überlappverbindungen kann durch eine elastisch-plastische FE-Simulation unter Verwendung der wahren Werkstofffließkurve erreicht werden. Im Rahmen dieser Arbeit dienten quasistatische Versuche lediglich der Identifikation von Schweißparametersätzen zur Fertigung von Schwingproben. Dementsprechend erfolgt die Darstellung der Fließkurven in Form von Kraft-Verlängerungskurven.

Die Biegeprüfung nach DIN EN ISO 7438 [26] dient bei Stumpfstoßverbindungen der Prüfung auf Wurzelfehler sowie der Umformbarkeit. Bei Erreichen eines großen Biegewinkels ($\beta > 90^\circ$) ohne Spaltbildung im Bereich der Nahtwurzel kann von einer Durchschweißung ausgegangen werden.

Für Überlappverbindungen existiert aufgrund der Probengeometrie keine entsprechende Prüfung. Die ausreichende Einschweißung der in [27] erstellten Probeschweißungen zur Parameteridentifikation wurden durch einen manuellen Schältest parallel und senkrecht zur Nahtachse geprüft.

2.4 Zyklische Prüfung und Überprüfung der Anwendbarkeit aktueller Nachweiskonzepte zur Bewertung zyklischer Bauteilbeanspruchung

2.4.1 Zyklische Prüfung

Die Durchführung der zyklischen Bauteilprüfung mit Probengeometrien in Anlehnung an ASTM E466-07 [28], vgl. Anhang 8.2.4 und 8.2.5 erfolgt lastkontrolliert mit konstantem Spannungsverhältnis $R=0,1$ und konstanter Oberlast auf einer Resonanzprüfmaschine. Die Auswertung erfolgte anhand des Vergleichs von Bauteil-Wöhlerkurven, die, wie in Abschnitt 2.3 beschrieben, unter Verwendung des Nennspannungskonzepts erstellt wurden. Diese Vorgehensweise entspricht dem aktuellen Stand der Technik zur Bewertung von Stumpfstoß- und Überlappverbindungen, gibt aber keinen Aufschluss über die tatsächlich herrschenden Spannungen in Überlappverbindungen.

Um einen Vergleich der einzelnen Verbindungstypen untereinander sowie mit den zyklischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs herzustellen, wurden Konzepte zur Bewertung von Bauteilbeanspruchung auf ihre Anwendbarkeit im Bezug auf Rührreibschweiß-Überlappverbindungen hin überprüft:

Die Auslegung von geschweißten zyklisch beanspruchten Bauteilen kann auf der Basis des

Bezugspunkts der jeweiligen Konzeption in drei grundsätzliche Konzeptarten unterschieden werden: Nennspannungskonzept, Strukturspannungskonzepte und örtliche Konzepte. Im Folgenden wird kurz auf die Grundlagen und die Einsatzbereiche der jeweiligen Konzeptart eingegangen und die Vor- und Nachteile im Hinblick auf die analytische Berechnung der Bauteilspannung in einschnittigen Überlappverbindungen (siehe Abschnitt 4.1.1) beschrieben.

2.4.2 Nennspannungskonzept

Das Nennspannungskonzept beschreibt die gekoppelte Berechnung der Nennspannungen unter Berücksichtigung von geometrischen Diskontinuitäten in Form von Kerbfällen. Für eine Vielzahl von typischen Schweißkonstruktionen existieren Kerbfallkataloge, die eine Abschätzung der sicher erreichbaren Schwingspielzahl für eine gegebene Beanspruchung erlauben. Die Grundlage dafür sind (Nenn-)Spannungswöhlerkurven, die über sog. FAT-Werte (Schwingfestigkeitsklassen bezogen auf $N=2 \cdot 10^6$ LW [29]) spannungsparallel verschoben werden. Da in keinem der aktuellen Regelwerke eine Berechnungsgrundlage zur Abschätzung der Kerbwirkung an Rührreißschweißverbindungen gegeben ist, entfällt die Möglichkeit der Beurteilung der wirkenden Spannung unter Verwendung des Nennspannungskonzepts. Darüber hinaus bewirkt die hohe Biegebeanspruchung von einschnittigen Überlappverbindungen eine Fehlinterpretation bei Berechnung und des Vergleichs der reinen, aus der Zuglast resultierenden Nennspannung.

2.4.3 Strukturspannungskonzept

Alle Strukturbeanspruchungskonzepte betrachten neben der wirkenden Nennbeanspruchung die aus geometrischen Übergängen resultierenden Spannungserhöhungen. Die durch FE-Berechnungen ermöglichte Linearisierung der Spannungswerte über Bauteilquerschnitte erleichtert die Verwendung dieser Methodik. Im Falle einer Kerbe wird die linearisierte Spannung des Bauteils an Stützpunkten außerhalb des Einflussbereichs der Kerbe aufgenommen und virtuell bis zum axialen Schnittpunkt mit der Kerbe verlängert sowie eine sogenannte „Hot-Spot“-Spannung berechnet, siehe [Abb. 2.8](#). Diese Spannung kann anschließend bei Vorhandensein entsprechender Wöhlerkurven zur Auslegung des Bauteils herangezogen werden.

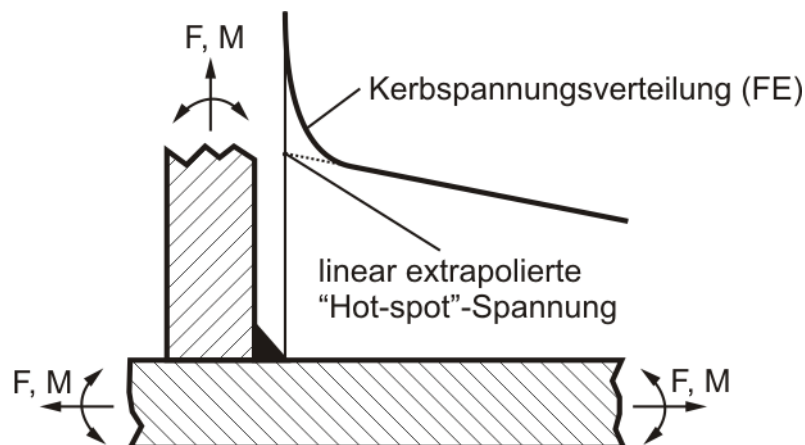


Abb. 2.8: Prinzipielle Vorgehensweise zur Berechnung der „Hot-Spot“-Spannung

Da die Kerbgeometrie nicht eindeutig identifiziert und damit der Einfluss der Kerbe nicht quantifiziert werden kann, sind Strukturspannungskonzepte zur Berechnung der wirkenden Spannungen in Überlapp-Rührreißschweißverbindungen und damit zur Lebensdauervorher-

sage gut geeignet. Die in Abschnitt 5.2 vorgestellten zwei- und dreigliedrigen analytischen Ansätze dienen daher der Berechnung der maximalen lokal auftretenden Zug-Biegebeanspruchung, die der „Hot-Spot“-Spannung entspricht [29][30][31][32]. In Abschnitt 5.3 erfolgen beispielhaft Vergleiche zwischen der analytisch sowie numerisch ermittelten Maximalbeanspruchung. Im Verlauf dieser Arbeit wird die analytisch berechnete „Hot-Spot“-Spannung herangezogen, um die ermittelten Bauteil-Wöhlerkurven elastisch und elastisch-plastisch zu korrigieren und somit eine Aussage über die wahren Bauteileigenschaften zu erhalten. Die Kerbe wird dabei konzeptbedingt vernachlässigt, jedoch erfolgen an entsprechender Stelle Verweise im Bezug auf Ungenauigkeiten, die aus dieser Vereinfachung resultieren.

2.4.4 Örtliche Konzepte

Örtliche Konzepte wie z.B. das Kerbspannungs- bzw. -dehnungskonzept gehen von der prinzipiell richtigen Annahme der Kerbe als anrissfördernder Geometriediskontinuität aus [33]. Dementsprechend erfolgt der Vergleich der auftretenden Spannung bzw. Dehnung im Kerbgrund mit ungekerbten Proben bei gleichem Beanspruchungs- und Spannungsverhältnis [34].

Aufgrund der bereits in Abschnitt 2.4.2 angesprochenen Komplexität der Bestimmung der Kerbgeometrie in Rührreibschweißverbindungen (siehe auch Abschnitt 4.2) ist es kaum möglich, eine realistische Kerbe in FE-Berechnungen zu berücksichtigen. Der Literatur können wenige Beispiele zur Abbildung der Kerbgeometrie bei Überlappverbindungen entnommen werden, die meist jedoch zur bruchmechanischen Bewertung des Bauteils und nicht zur Berechnung lokaler Dehnungsbeanspruchung dienen, siehe z.B. [35][36][37].

Aufgrund des von der Oberfläche zwischen den Fügepartnern ausgehenden Risses, sowie dessen idealisiertem Verlauf senkrecht zur Belastungsrichtung eignet sich nach Niemi [29] das Strukturspannungskonzept besser zur Beurteilung der Bauteilermüdung.

3 Werkstoffcharakterisierung

Die Charakterisierung der eingesetzten Grundwerkstoffe erfolgte zur Verbesserung der Übertragbarkeit von mechanisch-technologischen Kennwerten parallel zur Lage der Schweißproben. Im Zuge einer umfassenden Prüfung wurden an der MPA Universität Stuttgart Ausscheidungssimulationen sowie quasistatische und zyklische Versuche zur Bestimmung des legierungsspezifischen Werkstoffverhaltens durchgeführt. Die mikrostrukturellen Eigenschaften der Legierungen wurden im Rahmen von [27] vom Lehrstuhl für Werkstoffkunde der Universität Kaiserslautern (WKK) übernommen und werden an entsprechender Stelle zitiert. Im Folgenden wird bei der Darstellung der Ergebnisse im Sinne einer kompakten Ergebnisdarstellung den in den Abschnitten 4.1 und 4.3 beschriebenen Prüfmethoden der quasistatischen Zugprüfung bzw. der zyklischen Prüfung vorausgegriffen.

3.1 EN AW-5454 O (AlMg3Mn)

3.1.1 Chemische Zusammensetzung und Mikrostruktur

Die Knetlegierung EN AW-5454 wird in der Automobilindustrie häufig als Strukturwerkstoff eingesetzt und gilt aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung als naturhart, was ein Schmelzschweißen dieser Legierung grundsätzlich ermöglicht, durch die Neubildung des Gefüges jedoch festigkeitssteigernden Mechanismen wie z.B. Kaltverformung und Kornfeinung entgegenwirkt und zu einer Reduktion der Bauteilfestigkeit führt. Für eine Applikation im Sichtbereich von Automobilkarosserien ist EN AW-5454 ungeeignet, da es bei umformtechnischen Vorgängen zur Bildung von Fließfiguren an der Oberfläche neigt [4]. Die chemische Zusammensetzung nach DIN EN 573-3 [38] ist in Tab. 1 wiedergegeben.

Tab. 1: Chemische Zusammensetzung EN AW-5454 [38]

Zusammensetzung in % der Masse								Andere		
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	einz.	zus.	Al
0,25	0,40	0,10	0,5-1,0	2,4-3,0	0,05-0,20	0,25	0,20	0,05	0,15	Rest

Das Hauptlegierungselement der EN AW-5***-Gruppe, Magnesium, dient dabei zur Festigkeitssteigerung durch Kornfeinung entsprechend der Hall-Petch-Beziehung [39], sowie durch Verzerrung der Gitterstruktur durch Einlagerung von Mg in Form von Fremdatomen aufgrund ihres Atomdurchmessers bevorzugt in Leerstellen des kubisch-flächenzentrierten Aluminiumgitters. Die Einlagerung bewirkt eine Mischkristallverfestigung und damit mit zunehmendem Mg-Gehalt eine steigende Zugfestigkeit und Dehngrenze. Die Bruchdehnung nimmt bis ca. Mg=3 % ab, während die Zugfestigkeit zunimmt. Mit der weiteren Steigerung des Mg-Gehalts erfährt die Bruchdehnung eine erneute Zunahme. Das Nebenlegierungselement Mangan dient zur Bindung von Eisen, das als natürliche Verunreinigung in der Schmelze vorliegt sowie zur weiteren Steigerung der Festigkeitskennwerte [40]. Zur weiteren Erhöhung der Festigkeit kommt bei naturharten Legierungen vor allem das Kaltwalzen zum Einsatz. Der mögliche Kaltwalzgrad reduziert sich mit steigendem Mg-Gehalt der Legierung. Zur Durchführung der Schweißversuche lagen Blechstreifen des Werkstoffs (Blechdicke $t_{5454}=3,5$ mm) im Werkstoffzustand O (weichgeglüht nach DIN EN 515 [41]) vor. Dieser Zustand unterscheidet sich vor allem aufgrund der Kornform sowie den mechanischen Eigenschaften vom Zustand H22 (Kaltverfestigung durch Walzen mit folgendem Entfestigungsglühen unterhalb der Rek-

ristallisationstemperatur zur Reduktion von Walzspannungen sowie zur Steigerung der Bruchdehnung), das nach dem Kaltwalzen ein nahezu unverändertes Gefüge und damit eine starke Kornorientierung sowie ein hohes Verhältnis der Länge zur Breite der Körner aufweist, siehe [22] sowie [42].

Die Mikrostruktur des Grundwerkstoffs EN AW-5454 O zeichnet sich durch eine relativ feine Kornstruktur aus, siehe Abb. 3.1. Eine Unterscheidung von α - (Al) und β -Phase (Al_8Mg_5) ist auf Basis dieser Ätzmethodik nicht möglich, die durch einen Überschuss von Mn im Gefüge gebildeten Al_{12}Mn -Cluster sind an der dunklen Farbgebung zu erkennen. Einer chemischen Analyse in [27] ist zu entnehmen, dass die Mischkristalle der chemischen Zusammensetzung Al_8Mg_5 (β -Phase) gleichmäßig verteilt im Gefüge vorliegen. Die Korngrößen wurden im Rahmen des Vorhabens [27] nach ASTM E112-96 [43] bestimmt, siehe Abb. 3.2. Nach der Weichglühbehandlung verbleibt eine leichte Streckung der Körner parallel zur Blechoberfläche, die Verteilung des Längen/Breiten-Verhältnisses der Körner ist in Abb. 3.3 dargestellt.

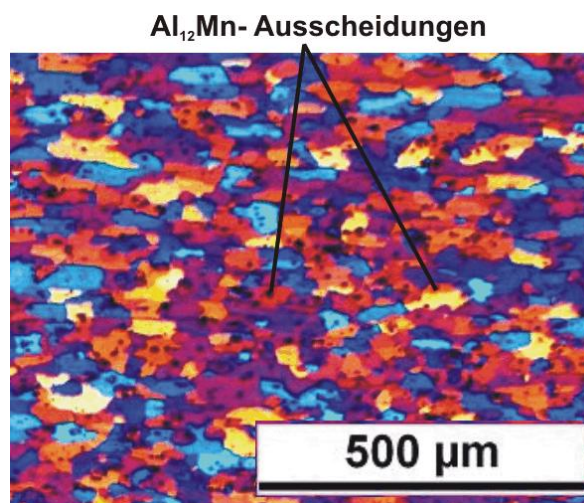


Abb. 3.1: Mikrostruktur Grundwerkstoff EN AW-5454 O (Quer zur Walzrichtung)

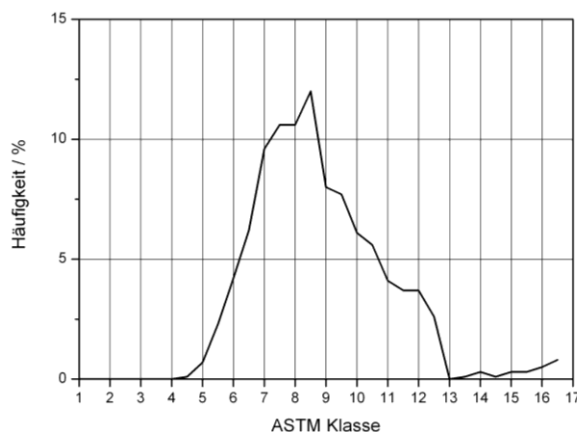


Abb. 3.2: Korngrößenverteilung EN AW 5454 O [22]

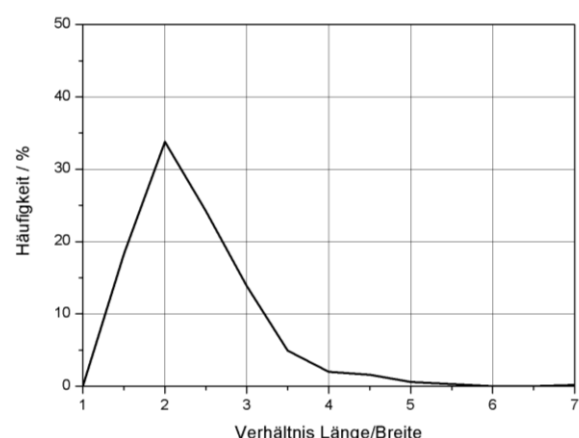


Abb. 3.3: Kornverhältnis Länge/Breite EN AW-5454 O [22]

Ausscheidungssimulation mit Thermocalc [44]

Thermocalc ist ein Simulationsprogramm zur Berechnung der Gefügezusammensetzung bzw. von Phasendiagrammen. Die Berechnung der Phasengleichgewichte erfolgt mit Hilfe von thermodynamischen Ansätzen wobei die thermodynamischen Grundlagen (Potentiale, Diffusionskoeffizienten etc.) in internen Datenbanken hinterlegt sind. Alle Berechnungen der

folgenden Kapitel wurden mit dem Programm TCW3 erstellt. Die verwendete Datenbasis bildet die Datenbank SSOL2 der SGTE. Die thermodynamische Gleichgewichtsrechnung erfolgt über Bestimmung von metastabilen und stabilen Gleichgewichten, d.h. lokalen bzw. globalen Minima der freien Gibb'schen Energie. Auf die ausführliche Beschreibung der theoretischen Grundlagen wird im Folgenden verzichtet und auf folgende Quellen verwiesen: [45][46][47].

Die thermodynamische Gefügesimulation der naturharten Aluminiumlegierung EN AW-5454 wurde im Rahmen einer umfassenden Charakterisierung der Grundwerkstoffe durchgeführt. Zunächst erfolgte die Berechnung des Phasendiagramms für EN AW-5454. Da keine chemische Analyse der vorliegenden Charge des Blechwerkstoffs durchgeführt wurde, um die genaue Zusammensetzung zu bestimmen, wurden die in [48] angegebenen Mengen der Legierungselemente nach DIN EN 573-3 [38] verwendet. Zur Berechnung des Phasendiagramms wurden lediglich die Hauptlegierungselemente berücksichtigt, Al, Mg und Mn. Es wurden zwei Berechnungen durchgeführt, bei denen der Mn-Anteil innerhalb der zulässigen Grenzen verändert ($0,5 < \text{Mn} < 1,0$ %) wurde. Der Mg-Anteil wurde in beiden Rechnungen von $0 < \text{Mg} < 100$ % variiert. Abb. 3.4 zeigt das Phasendiagramm mit $\text{Mn}=0,5$ %, Abb. 3.5 die entsprechenden Ausschnitte aus Abb. 3.4 im Bereich der Legierungszusammensetzung von EN AW-5454 mit Bezeichnung der Phasen. Die Bezeichnung der Phasen kann Tab. 2 entnommen werden.

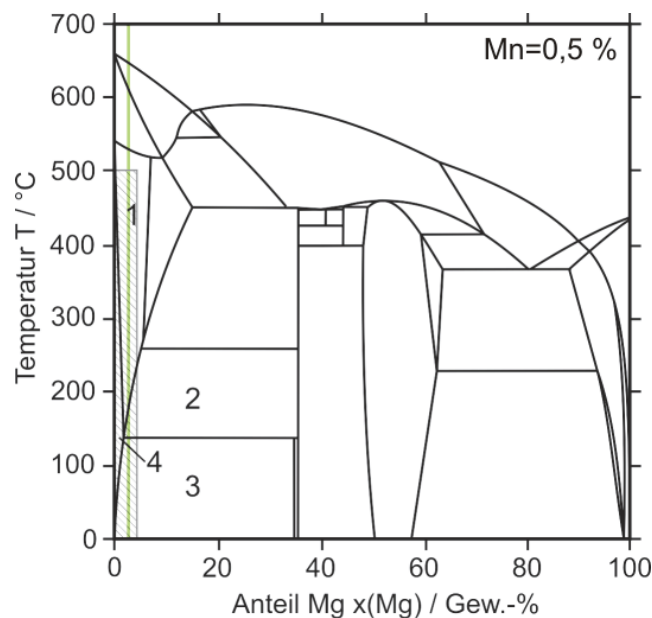


Abb. 3.4: Al-Mg-Mn Zustandschaubild ($\text{Mn}=0,5$ %)

Tab. 2: Legende zu Abb. 3.4 und Abb. 3.5

Nr.	Phase	Nr.	Phase	Nr.	Phase
1	$\alpha(\text{Al})+\text{Al}_6\text{Mn}$	2	$\alpha+\text{Al}_6\text{Mn}+\beta(\text{Al}_8\text{Mg}_5)$	3	$\alpha+\text{Al}_{12}\text{Mn}+\beta$
4	$\alpha+\text{Al}_{12}\text{Mn}$	5	$\alpha+\text{Al}_{12}\text{Mn}+\text{Al}_6\text{Mn}$		

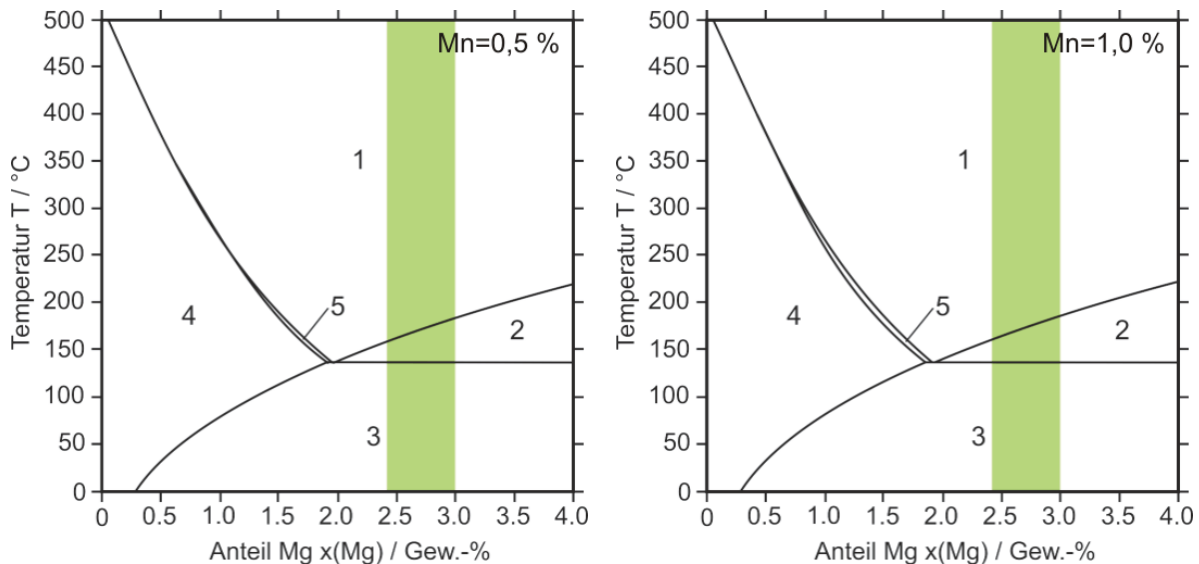


Abb. 3.5: Ausschnitt der Al-Mg-Mn-Zustandsschaubilder (links: Mn=0,5 %, rechts: Mn=1,0 %), zulässiger Mg-Anteil von AlMg₃Mn grün markiert

Die Berechnung wurde für Mn=1,0 % wiederholt, das Ergebnis ist in [Abb. 3.5](#) rechts dargestellt. Der Vergleich der Phasendiagramme in [Abb. 3.5](#) ergibt lediglich eine marginale Vergrößerung der Fläche der Phase $\alpha(\text{Al})+\text{Al}_{12}\text{Mn}+\text{Al}_6\text{Mn}$, allerdings liegt diese Phase außerhalb des Bereichs des zulässigen Mg-Anteils für EN AW-5454 (grün markiert)

3.1.2 Quasistatische Zugversuche

Zur Analyse der quasistatischen Festigkeitseigenschaften wurden drei Flachzugproben nach DIN 50125 [49] entnommen (Probengeometrie siehe Anhang 8.2) und bei Raumtemperatur $T_{\text{Prüf}}=20\text{-}25^\circ\text{C}$ nach DIN EN ISO 6892-1 [50] geprüft. [Abb. 3.6](#) zeigt die technischen Fließkurven der durchgeführten Zugversuche an Grundwerkstoffproben (GW) aus EN AW-5454 O. Auffällig ist die sehr geringe Streuung der Fließkurven.

Der unstete Verlauf ist auf die dynamische Reckalterung, den sog. Portevin-LeChatelier-Effekt, zurückzuführen [51]. Ab einem Mg-Gehalt von $\text{Mg}>0,5\%$ kann bei AlMg(Mn)-Legierungen ein Auftreten dieses sprunghaften Verhaltens der Spannungs-Dehnungsbeziehung beobachtet werden. Die Ursache ist ein Versetzungsstau an gelösten Mg-Atomen, je nach Höhe des Mg-Gehalts variiert daher die Höhe der kritischen Dehnung, bei der eine Initiierung dieses Effektes erfolgt. Bei Raumtemperatur kann ein diffusionsbedingtes Folgen von Fremdatomen, wie in [52] beschrieben, als Ursache vernachlässigt werden. Stauen sich im Verlauf der Steigerung der Beanspruchung weitere Versetzungen am gleichen Hindernis, so kommt es bei Erreichen einer Grenzspannung zu einem lokalen Versetzungsabbau der weitere Versetzungslösungen zur Folge haben kann und damit zu einem plötzlichen Abfall der gemessenen Spannung [4][40]. Dieser Vorgang wiederholt sich im Verlauf der Beanspruchungshistorie einige Male. Die aus den Fließkurven ermittelten mechanisch-technologischen Kennwerte sind in [Tab. 3](#) angegeben.

Tab. 3: Materialkennwerte EN AW-5454 O

Bezeichnung	E-Modul / MPa	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	A_{gt} / %	A_{Bruch} / %
EN AW-5454 GW1	66014	106,50	240,26	17,26	25,42
EN AW-5454 GW2	69047	112,58	240,86	18,76	24,8
EN AW-5454 GW3	73641	112,80	240,93	16,84	18,3

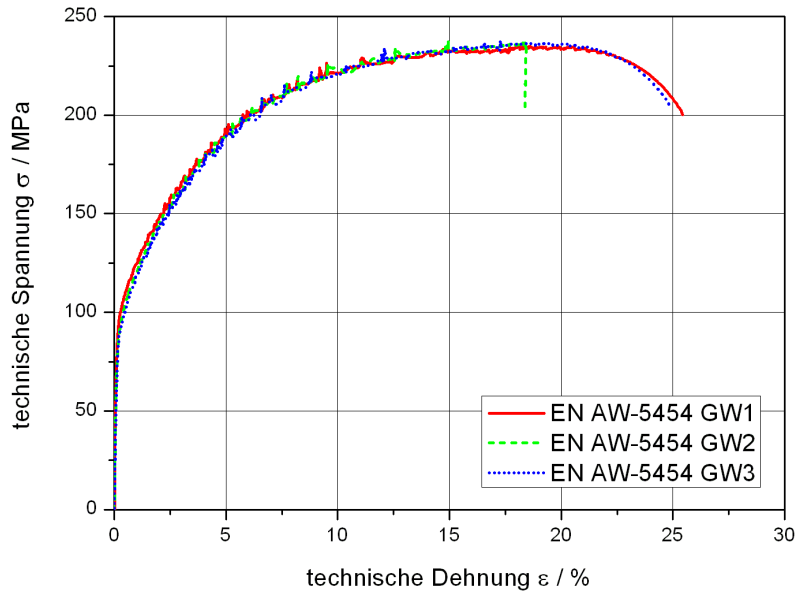


Abb. 3.6: Technische Fließkurven Grundwerkstoff EN AW-5454 O

3.1.3 Zyklische Werkstoffeigenschaften

Die Ermittlung der zyklischen Materialeigenschaften fand an Schwingproben der im Anhang, Abschnitt 8.2 beschriebenen Geometrie statt. Die Proben wurden mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ (siehe Abschnitt 4.3.1) unter Zugschwellbeanspruchung geprüft. Die Probenoberfläche der verwendeten Schwingproben wurde im gewalzten Lieferzustand belassen, die Probenkanten, deren Zustand im Fall von zugbeanspruchten Schwingproben den Rissstart bestimmen, wurden in zwei Bearbeitungsschritten gebrochen und poliert. Durch diese Behandlung wird der Kanteneinfluss auf ein mögliches Minimum reduziert. [Abb. 3.7](#) gibt die Messdaten sowie die unter Verwendung von ISO 12107 [52] bestimmten Spannungswöhlerkurve wieder. Zusätzlich sind die Koeffizienten der Geradengleichung der Ausgleichsgeraden angegeben. Aus dem Anhang 8.5.1 [Tab. 49](#) können die [Abb. 3.7](#) zugrundeliegenden Daten entnommen werden.

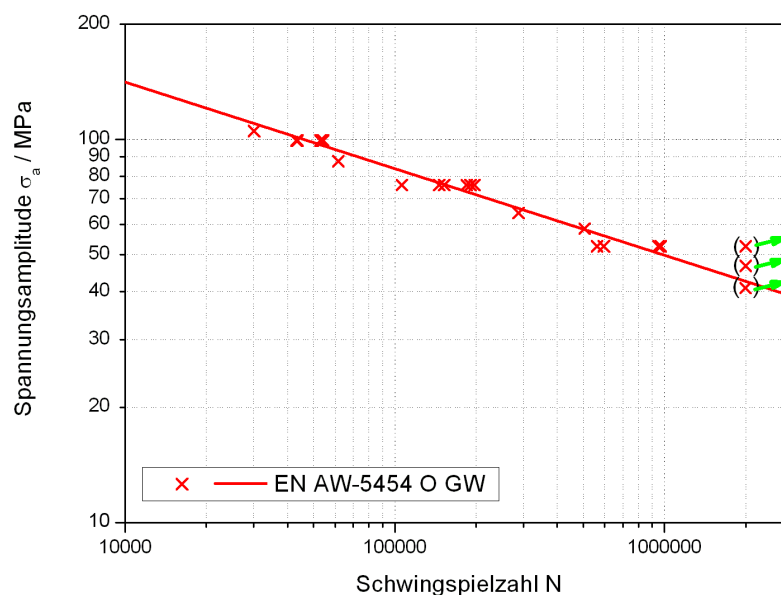


Abb. 3.7: Spannungswöhlerkurve Grundwerkstoff EN AW-5454 O
($c=1132,3$ MPa, $m=-0,59$)

3.2 EN AW-6016 T4 (AlMg0,4Si1,2)

3.2.1 Chemische Zusammensetzung und Mikrostruktur

Eine typische automobiltechnische Anwendung der Legierung EN AW-6016 ist der Einsatz als Außenhautmaterial von Fahrzeugen. Die Legierung wird meist für Tiefziehbauteile wie z.B. Türverkleidungen und Kofferraumdeckel verwendet [4]. Wie im Falle der für die Versuche zur Verfügung stehenden Bleche (Dicke $t_{6016}=1,1$ mm), wird der Werkstoff häufig im T4-Zustand (Lösungsgeglüht und auf weitgehend stabilen Zustand kaltausgelagert, siehe [41]) verarbeitet. Eine Wärmenachbehandlung zur Steigerung der Festigkeit wird beim Einbrennen des Lackes (Bake-Hardening [53]) vorgenommen. Tab. 4 gibt die chemische Zusammensetzung nach [38] wieder.

Tab. 4: Chemische Zusammensetzung EN AW-6016

Zusammensetzung in % der Masse								Andere		
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	einz.	zus.	Al
1,0-1,5	0,50	0,20	0,20	0,25-0,6	0,10	0,20	0,15	0,05	0,15	Rest

Das Hauptlegierungselement Silizium bildet in Verbindung mit Magnesium festigkeitssteigernde Ausscheidungen (Mg_2Si), was folglich eine Einstellung der Festigkeitseigenschaften durch Wärmebehandlung ermöglicht. Die Bildung von Mg_2Si -Ausscheidungen folgt nach [54] aus einer übersättigten Lösung. Es folgt eine Clusterbildung der Mg-Atome, bevor die Ausscheidungen in Form von Guinier-Preston-Zonen der Typen β'' (Nadelform) und β' (Stabform) in einen plattenförmigen Gleichgewichtszustand gelangen [55][56][57][58][59]. In Abhängigkeit von der Wärmebehandlung, ihrer Reihenfolge sowie der Art und Länge von Auslagerungen stellt sich eine spezifische Ausscheidungsstruktur ein. Für die umformtechnische Formgebung wird der Zustand T4 bevorzugt, da die Ausscheidungsstruktur keine starke Verzerrung des Gefüges zur Folge hat und somit eine einfache Umformung ermöglicht. Da der Schweißprozess zur Konfektionierung vor der Umformung eines Bauteils erfolgt, ist die Einhaltung der Ausscheidungsstruktur von großer Bedeutung für die nachfolgenden Bearbeitungsschritte. Die Verarbeitung des Werkstoffs ist daher kritisch im Bezug auf die Einhaltung von Temperaturobergrenzen sowie auf die Dauer des Schweißprozesses. Studien, wie z.B. [60], zeigen, dass sich die Festigkeitseigenschaften von EN AW-6016 T4 bei einer Glühbehandlung bereits innerhalb weniger Minuten stark verändern können. Übersteigt die Füge-temperatur die Temperatur zur Auflösung der Ausscheidungen, kann das in einer deutlichen Reduktion der Festigkeitseigenschaften resultieren. Bedingt durch diese Eigenschaften wird EN AW-6016 sowie viele weitere Legierungen der EN AW-6***-Gruppe als eingeschränkt bzw. nicht schmelzschweißbar eingestuft [61][62].

Die Korngrößenbestimmung in Verbindung mit der Messung des Längen/Breitenverhältnisses, die im Rahmen von [22] durchgeführt wurde, zeigt, dass eine leichte Streckung der Körner vorliegt, siehe Abb. 3.9 und Abb. 3.10. Die Korngrößenverteilung ist hier als Referenzkurve dargestellt und belegt die allgemein angenommene Rekristallisation in der Fügezone (z.B. [63], vgl. Abschnitt 4.2.2). Die Mikrostruktur des Grundwerkstoffs ist in Abb. 3.12 in einem Schliff quer zur Walzrichtung dargestellt, die sehr feinen Mg_2Si -Ausscheidungen sind an der dunklen Einfärbung zu erkennen.

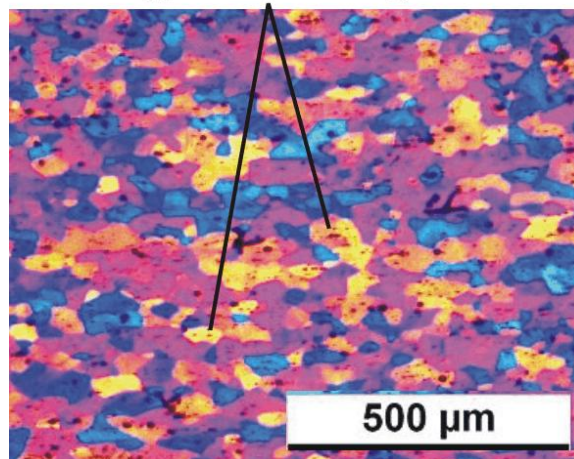
Mg₂Si- Ausscheidungen

Abb. 3.8: Mikrostruktur Grundwerkstoff EN AW-6016 T4 (Quer zur Walzrichtung)

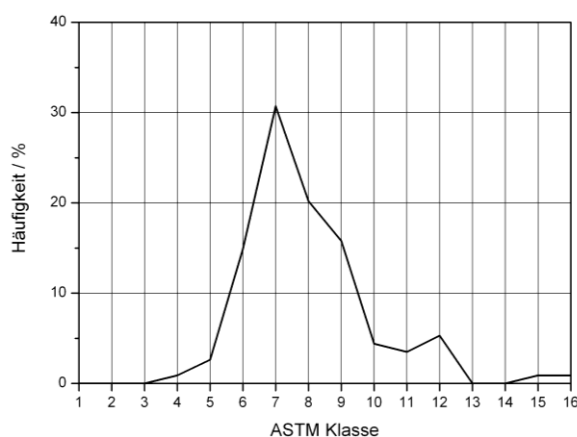


Abb. 3.9: Korngrößenverteilung EN AW 6016 T4 [22]

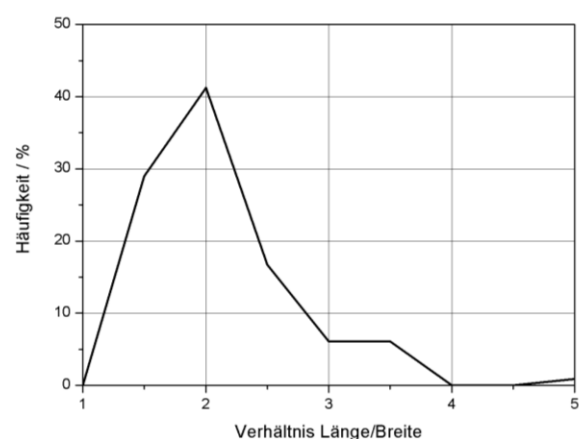


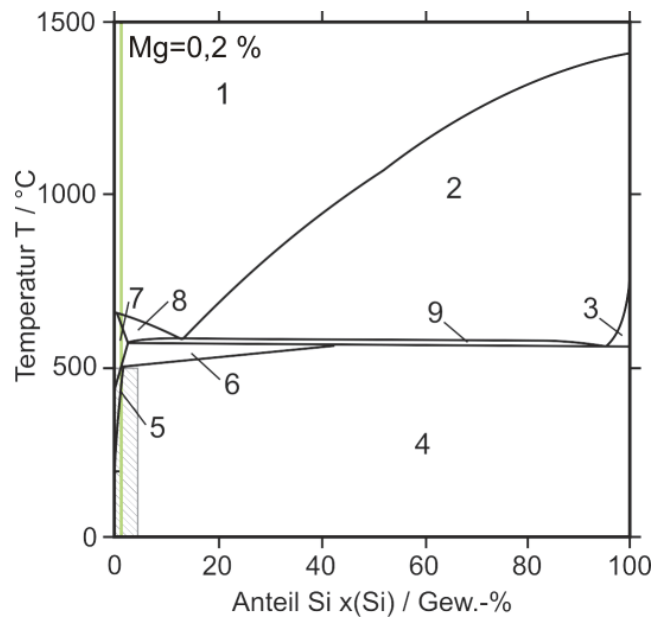
Abb. 3.10: Kornverhältnis Länge/Breite EN AW-6016 T4 [22]

Ausscheidungssimulation

Die Berechnung der Phasen sowie ihrer Grenzen ist besonders im Falle des Grundwerkstoffs EN AW-6016 interessant, da die Festigkeit dieser Aluminiumknetlegierung durch Bildung der festigkeitssteigernden Mg₂Si-Ausscheidungen sowie deren Erscheinungsform geprägt wird. Aufgrund der chemischen Zusammensetzung ist EN AW-6016 aushärtbar. Diese Eigenschaft ermöglicht die gezielte Anpassung der Festigkeits- bzw. Verformbarkeitseigenschaften für die jeweilige Anwendung durch Wärmebehandlungen. Gleichzeitig verhindert die Aushärtbarkeit die Kenntnis der genauen Bauteileigenschaften nach einer Erwärmung durch den Schweißprozess. Vor allem eine Auflösung der festigkeitssteigernden Ausscheidungen oder eine wie in [64] beschriebene teilweise Verflüssigung niedrighmelzender Gefügebestandteile sollte vermieden werden, um eine umfangreichere industrielle Anwendbarkeit des Rührreißschweißverfahrens zu ermöglichen.

Eine Berechnung des Phasendiagramms erfolgte unter Verwendung der Hauptlegierungselemente Al, Si und Mg. Der Siliziumanteil wird in der Berechnung in den Grenzen von 0<Si<100 % variiert, der prozentuale Anteil der Masse von Mg in der Legierung muss daher vorgegeben werden. Um die Auswirkungen der Variation des Mg-Anteils auf die Ausbildung bestimmter Phasen zu untersuchen, wurden die Grenzwerte des in [48] angegebenen Streubereichs verwendet. Zunächst wurde eine Berechnung mit Mg=0,25 % durchgeführt, das

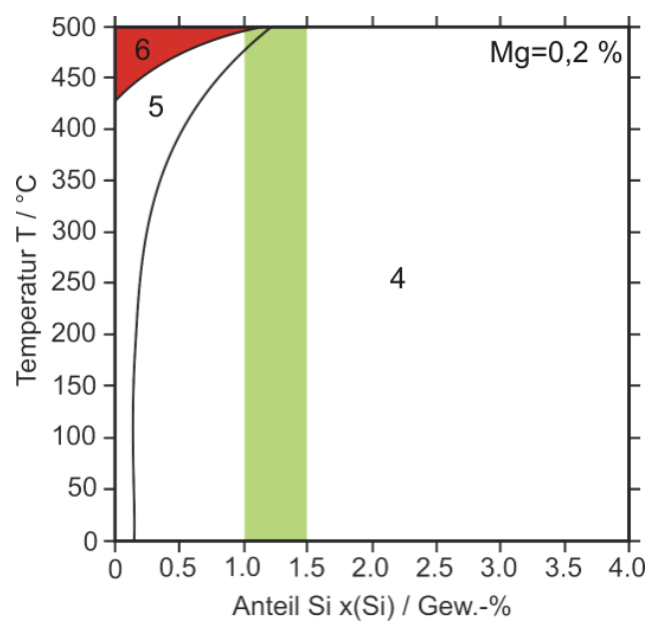
resultierende Phasendiagramm ist in [Abb. 3.11](#) dargestellt, [Abb. 3.12](#) zeigt den in [Abb. 3.11](#) grau schraffierten Ausschnitt für einen Si-Anteil von Si=1,0-1,5 % (grün gekennzeichnet) bei den Temperaturen $0 < T < 500$ °C. Eine Legende zur Phasenzusammensetzung ist in [Tab. 5](#) angegeben.



[Abb. 3.11](#): Al-Si-Mg Zustandsschaubild, berechnet mit ThermoCalc (Mg=0,2 %)

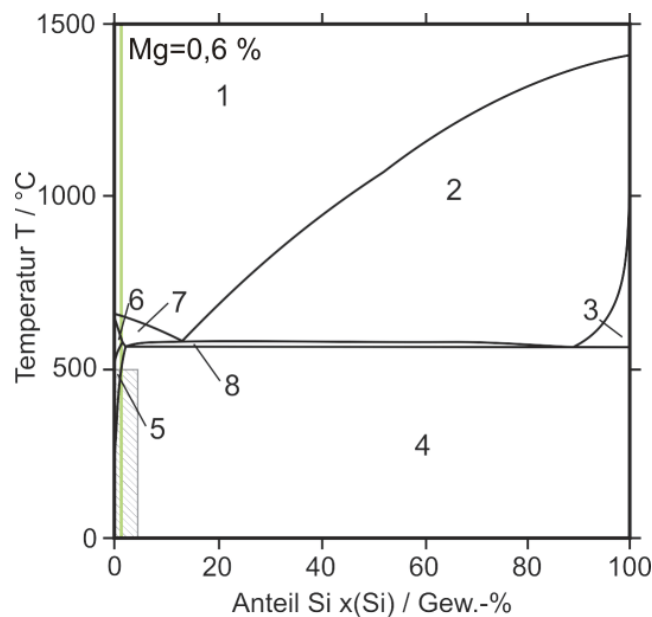
[Tab. 5](#): Legende zu [Abb. 3.11](#) und [Abb. 3.12](#)

Nr.	Phase	Nr.	Phase	Nr.	Phase
1	Schmelze	4	$\alpha(\text{Al})+\text{Si}+\text{Mg}_2\text{Si}$	7	α
2	Schmelze+Si	5	$\alpha+\text{Mg}_2\text{Si}$	8	Schmelze+ α
3	Schmelze+Si+ Mg_2Si	6	$\alpha+\text{Si}$	9	Schmelze+ α +Si



[Abb. 3.12](#): Ausschnitt aus [Abb. 3.11](#) im FSW-typischen Temperaturbereich, zulässiger Si-Anteil Si von AlSi1,2Mg0,4 grün markiert (Mg=0,2%)

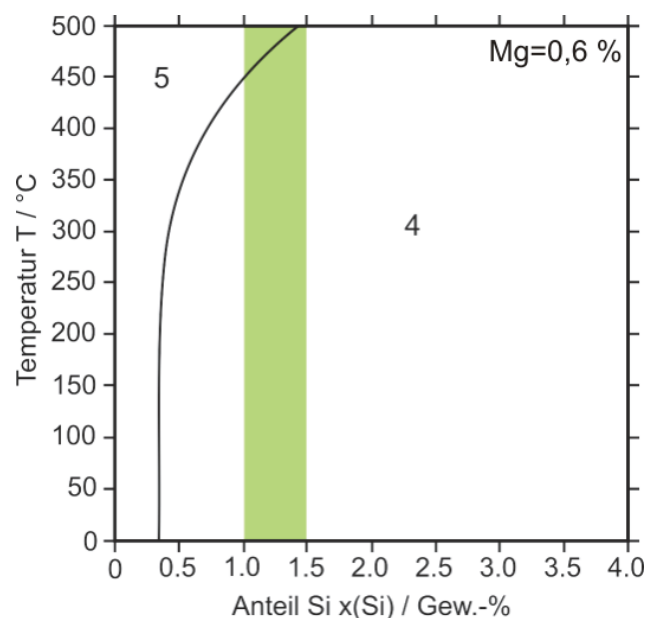
Anschließend wurde der Mg-Anteil auf den maximal zulässigen Legierungsanteil von Mg=0,6 % erhöht. [Abb. 3.13](#) sowie [Abb. 3.14](#) zeigen die Berechnungsergebnisse. Im direkten Vergleich fällt auf, dass im betrachteten Ausschnitt in [Abb. 3.12](#) bei niedrigen Si-Anteilen der Bereich der α -Phase (Al-MK) bei niedrigeren Temperaturen noch vorhanden ist (6, rot markiert).



[Abb. 3.13:](#) Al-Si-Mg Zustandsschaubild, berechnet mit Thermocalc (Mg=0,6 %)

[Tab. 6:](#) Legende zu [Abb. 3.13](#) und [Abb. 3.14](#)

Nr.	Phase	Nr.	Phase	Nr.	Phase
1	Schmelze	4	$\alpha(\text{Al})+\text{Si}+\text{Mg}_2\text{Si}$	7	Schmelze+ α
2	Schmelze+Si	5	$\alpha+\text{Mg}_2\text{Si}$	8	Schmelze+ α +Si
3	Schmelze+Si+ Mg_2Si	6	α		



[Abb. 3.14:](#) Ausschnitt aus [Abb. 3.13](#) im FSW-typischen Temperaturbereich, zulässiger Si-Anteil von AlSi1,2Mg0,4 grün markiert (Mg=0,6 %)

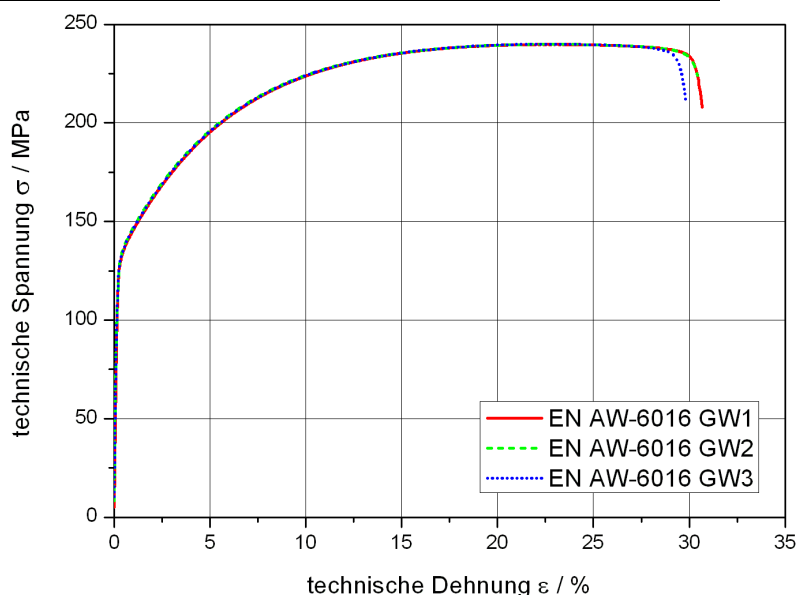
Bei niedrigem Mg-Gehalt ist eine Auflösung der festigkeitssteigernden Mg_2Si -Ausscheidungen bei Si-Gehalten in den Grenzen von DIN EN 573-3 [38] bis zu einer Füge-temperatur von ca. $500^\circ C$ (vgl. Abschnitte 4.6 und 5) ausgeschlossen, bei niedrigen Si-Gehalten kann Si, das in reiner Form vorliegt, in Lösung gehen, die Bildung von Mg_2Si -Ausscheidungen wird dadurch nicht beeinträchtigt. Bei hohem Mg-Gehalt ist eine Ausscheidungsauflösung sogar bis ca. $T=550^\circ C$ ausgeschlossen.

3.2.2 Quasistatische Zugversuche

Entsprechend der Vorgehensweise für EN AW-5454 wurden drei Flachzugversuche durchgeführt. Die Probenform wurde nach DIN 50125 [49] auf Basis der Probendicke angepasst, siehe Anhang, [Abb. 8.5](#) sowie [Tab. 40](#). Die technischen Fließkurven der Zugversuche an Grundwerkstoffproben (GW) aus EN AW-6016 T4 sind in [Abb. 3.15](#) dargestellt. Die aus den Fließkurven ermittelten Materialkennwerte sind in [Tab. 7](#) aufgeführt.

[Tab. 7:](#) Materialkennwerte EN AW-6016 T4

Bezeichnung	E-Modul / MPa	$R_{p0,2}$ / MPa	R_m / MPa	A_{gt} / %	A_{Bruch} / %
EN AW-6016 GW1	70921	133,78	239,87	22,35	30,68
EN AW-6016 GW2	71312	134,70	240,70	22,80	29,85
EN AW-6016 GW3	73694	135,33	239,95	22,57	30,46



[Abb. 3.15:](#) Technische Fließkurven Grundwerkstoff EN AW-6016 T4

3.2.3 Zyklische Werkstoffeigenschaften

Die Ermittlung der zyklischen Werkstoffeigenschaften erfolgte nach der in Abschnitt 3.1.3 beschriebenen Vorgehensweise. Die Probengeometrie kann dem 8.2.6, [Tab. 40](#) entnommen werden. [Abb. 3.16](#) gibt die Spannungswöhlerkurve unter Angabe der Koeffizienten der Ausgleichsgeraden sowie die einzelnen Datenpunkte zur Berechnung der Ausgleichsgeraden nach ISO 12107 [52] wieder. Die Lastfälle sowie die Lastwechselzahlen sind in [Tab. 50](#) im Anhang zusammengefasst.

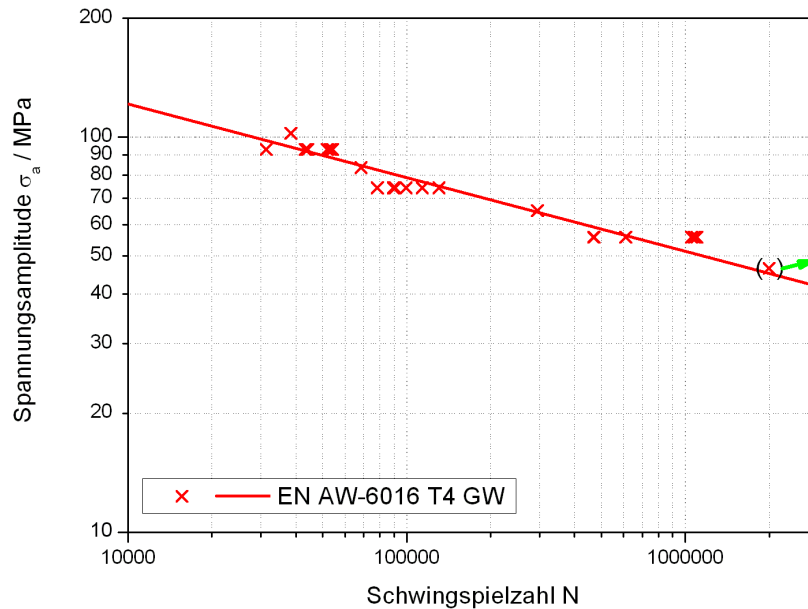


Abb. 3.16: Spannungswöhlerkurve Grundwerkstoff EN AW-6016 T4
($c=673,2$ MPa, $m=-0,65$)

3.3 Vergleich beider Grundwerkstoffe

Beide eingesetzten Grundwerkstoffe unterscheiden sich nicht nur aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung und der damit ermöglichten Warmaushärtbarkeit voneinander. Trotz etwa gleicher Zugfestigkeit besitzt EN AW-6016 eine gegenüber EN AW-5454 leicht erhöhte Dehngrenze. Das Auftreten der dynamischen Reckalterung im quasistatischen Zugversuch, hervorgerufen durch die Anwesenheit des Legierungselements Mg, ist das augenfälligste Unterscheidungsmerkmal beider Werkstoffe im Ausgangszustand. Das Verhalten im zyklischen Zug-Schwellversuch ist ähnlich, jedoch ist die Verarbeitung von EN AW-6016 aufgrund der möglichen Auflösung der festigkeitssteigernden Mg_2Si -Ausscheidungen komplexer. Die numerische Ausscheidungssimulation ergibt für EN AW-6016 eine Ausscheidungsauflösungstemperatur von >500 °C, was das Rührreißschweißen durch die verfahrensbedingt niedrige Fügetemperaturen besonders zur Herstellung von artgleichen und Mischverbindungen qualifiziert.

4 Experimentelle Untersuchungen an Rührreibschweißverbindungen

4.1 Herstellung der Schweißverbindungen und Ermittlung der quasistatischen Verbindungseigenschaften

4.1.1 Anlageneigenschaften, Schweißwerkzeuge und Probenentnahme

Rührreibschweißmaschine ESAB FSW LEGIO™ 3ST



Abb. 4.1: ESAB FSW LEGIO™ 3ST MPA Universität Stuttgart

Zur Durchführung der Schweißversuche stand an der MPA Universität Stuttgart eine spezielle Rührreibschweißmaschine vom Typ FSW LEGIO™ 3ST der Firma ESAB mit einer maximalen Axialkraft von $F_z=25$ kN zur Verfügung (Abb. 4.1). Mit der Anlage lassen sich Aluminiumlegierungen der Serie 5000 bis zu einer Bauteildicke von $t=7$ mm verarbeiten. Die maximale Vorschubgeschwindigkeit beträgt dabei 4000 mm/min. Weitere technische Daten sind in Tab. 8 aufgeführt.

Die 2-achsige (x- und z-Achse) Rührreibschweißmaschine LEGIO™ 3ST ist für Schweißaufgaben mit linearem Nahtverlauf ausgelegt. Die Führung des Schweißkopfs in x-Richtung erfolgt dabei auf einem Linearschlitten mittels Zahnstangenantrieb. Die Werkzeugspindel wird über einen Zahnriemen von einem Drehstrom-Käfigläufermotor angetrieben und ermöglicht die Aufnahme eines Werkzeugs mit festem Pin sowie mehrteiligen Werkzeugen, wie sie während des Projektes eingesetzt wurden. Die Werkzeugtemperatur kann optional während des Schweißprozesses durch eine interne Wasserkühlung geregelt werden. Die Maschinensteuerung ist speziell für das Rührreibschweißverfahren konzipiert und ermöglicht sowohl positions- (konstante Eintauchtiefe h_{pd}) als auch kraftgeregeltes Schweißen (konstante Axialkraft F_z). Die Kraftaufbringung und Positionsregelung in axialer Richtung erfolgt über einen Hydraulikzylinder mit Regelkreis, wobei der Schweißkopf ebenfalls über einen Linearschlitten geführt wird. Das in x- und z-Richtung verwendete Kugelschienenführungssystem zeichnet

sich laut Hersteller u. a. durch seine hohe Steifigkeit in allen Belastungsrichtungen und die hohe Drehmomentbelastbarkeit aus, was in Verbindung mit einer C-Gestell-Bauweise eine relativ hohe statische Maschinensteifigkeit ermöglicht. In Vorschubrichtung erfolgt die Führung über zwei Schienen mit jeweils zwei Führungswagen. In z-Richtung wird eine breitere Führungsschiene ebenfalls mit zwei Führungswagen verwendet. Die Steuerungssoftware 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 1 Hz (nach Nachrüstung 10 Hz) ermittelten Prozessparameter können anschließend grafisch dargestellt und ausgewertet werden, siehe [Abb. 4.2](#). [65]

Tab. 8: Technische Daten ESAB FSW LEGIO™ 3ST

Beschreibung	Wert	Einheit
Schweißnahtlänge (x-Achse)	1000	mm
Verfahrweg (z-Achse)	600	mm
Max. Schweißgeschwindigkeit v_x	4000	mm/min
Axialkraft (kraftgeregelt) F_z	1-25	kN
Spindeldrehzahl n	200-3000	min ⁻¹
Arbeitswinkel α	± 5	°
Zu fügende Werkstoffe (Bauteildicke t)		
EN AW-6***	10	mm
EN AW-5***	7	mm
EN AW-2***, EN AW-7***	5	mm

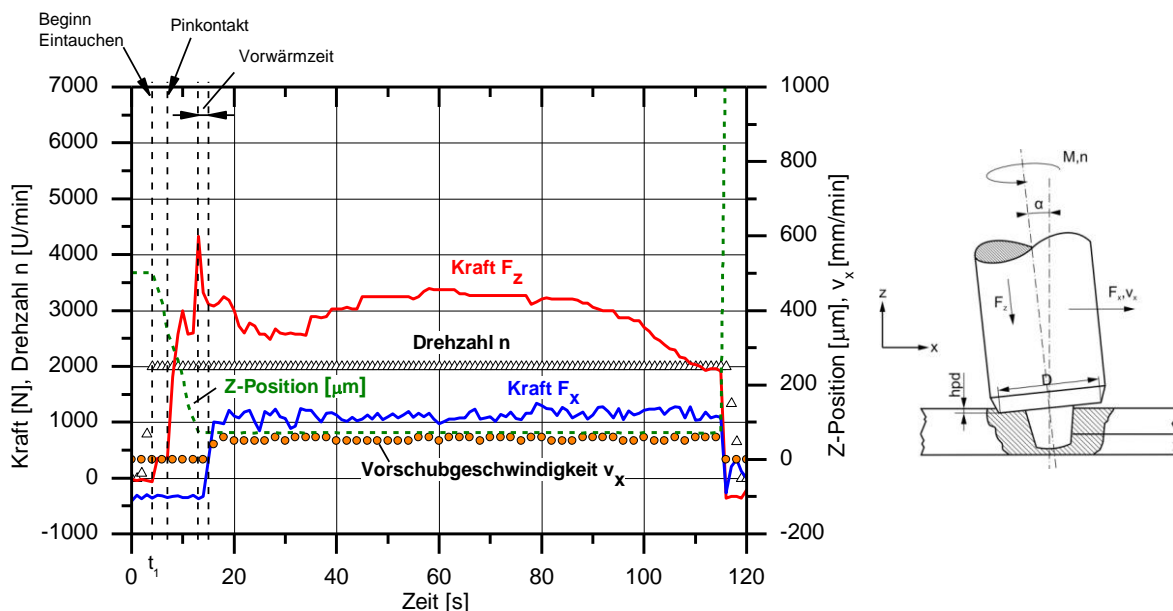


Abb. 4.2: Grafische Darstellung der gemessenen Prozessgrößen [65]

Verwendete Werkzeuge

Beide im Rahmen des Projektes eingesetzten Rührreißschweißwerkzeuge sind modular nach dem in [Abb. 4.3](#) dargestellten Beispiel der Firma Riftec aufgebaut. Sie bestehen aus dem Werkzeugstift, der längenverstellbar in der Werkzeugschulter durch einen Gewindestift

mit Innensechskant nach Einstellung der gewünschten Länge fixiert und gegen Verdrehen gesichert wird. Das zweiteilige Werkzeug wird durch einen Adapter mit der Maschine verbunden. Zur Durchführung der Schweißversuche wurden zwei verschiedene Schultergeometrien zur Verfügung gestellt. Eine Werkzeugschulter mit einem Außendurchmesser von $D=12$ mm sowie eine Werkzeugschulter mit $D=8$ mm.

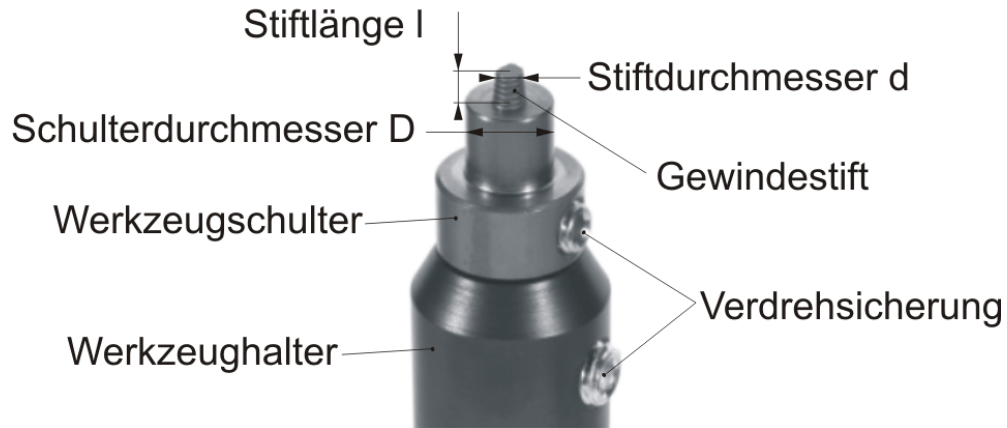


Abb. 4.3: Beispiel für ein Werkzeug mit Wechselstift [65]

Die unterschiedlichen Durchmesser dienen der Steuerung der eingebrachten Energie in das Werkstück. Die große Auflagefläche eines großen Werkzeugs erzeugt wesentlich mehr Wärme und ist daher zum Schweißen von dicken Halbzeugen geeignet. Aus der von Schmidt und Hattel [66] aufgestellten Gleichung für die beim Rührreißschweißen erzeugte Gesamtwärme (siehe Abschnitt 5) geht hervor, dass die Radien der Schulter und des Stifts kubisch in die Berechnung der erzeugten Wärme eingehen. Ein Werkzeug kleineren Durchmessers generiert daher einen wesentlich geringeren Wärmeeintrag. Es ist daher besonders für die Verarbeitung von warmhärtenden Al-Legierungen geringer Blechdicken geeignet, da die erzeugte Ausscheidungsverteilung nicht bzw. so wenig wie möglich verändert werden darf, um die gewünschten Materialeigenschaften zu erhalten. Die Schulter- und Stiftgeometrien der Werkzeuge 1 und 2 sind dem Anhang, Abschnitt 8.1 zu entnehmen.

Um für die vorgesehenen Bearbeitungsfälle eine optimale Materialförderung in der Schweißnaht zu erzeugen, wurden Werkzeugstifte drei verschiedener Geometrien verwendet: Ein gewindeloser Werkzeugstift mit einem kleinen Durchmesser von 3 mm sowie zwei Gewindestiftarten mit einem Durchmesser von 5 mm (Anhang, [Abb. 8.3](#)). Ein zunächst für die Schweißversuche vorgesehener Stift war mit einem metrischen Gewinde ausgestattet, diese Bauform wurde für das weitere Vorgehen aufgrund unzureichender Festigkeit verworfen. Stattdessen wurde eine Variante mit einem metrischen, an drei Seiten um jeweils 120° versetzt abgeflachtem Gewinde eingesetzt. Der Werkzeugstift kleinen Durchmessers ist, wie oben beschrieben, für Schweißungen von dünnen Blechen geeignet, er besitzt kein Gewinde, da dieses aufgrund geringer Blechdicken nicht zur Unterstützung des Materialflusses in vertikaler Richtung erforderlich, bzw. das Aufschnitten einer Gewindestruktur durch den geringen Stiftdurchmesser nicht möglich ist. So ist es z.B. im Bereich sehr dünner Bleche bereits gelungen lediglich unter Verwendung einer Werkzeugschulter ohne Stift zu schweißen [67][68]. Da die warmhärtende Legierung EN AW-6016 in 1,1 mm dicken Blechen vorlag, wurde zusätzlich zur Wahl eines geringen Schulterdurchmessers ein auf die Blechdicke angepasster Werkzeugstift geringeren Durchmessers und reduzierter Länge gewählt. Durch diese Kombination konnte der Wärmeeintrag auf ein Minimum begrenzt werden. Die

Stiftgeometrie der Pins mit einem Durchmesser von 5 mm unterscheidet sich abgesehen vom Durchmesser und des Gewindes durch die abgeflachten Seiten von Werkzeug 1. Diese Variante wurde verwendet, da in Schweißversuchen eine erhöhte Bruchgefahr der Werkzeugstifte der Geometrie des Werkzeugstiftes eines Werkzeugs einfacher Geometrie (metrisches, nicht abgeflachtes Gewinde) festgestellt wurde, was jedoch vorwiegend auf die Werkstoffauswahl zurückzuführen war. Bei der Neuanschaffung wurde die Werkzeuggeometrie optimiert und die Stifte aus der Ni-Co Legierung MP159 gefertigt, die eine hohe Warmfestigkeit besitzt. Messungen der Anpress- und Vorschubkräfte verschiedener Parametersätze zeigen, dass Werkzeugstifte während der Schweißungen in EN AW-5454 aufgrund der Blechdicke und der daraus vergrößerten ausragenden Länge des Stiftes einer deutlich erhöhten Biegebeanspruchung ausgesetzt sind als bei Schweißungen in EN AW-6016. Die Druckbeanspruchung aus der Anpresskraft F_z wird dabei von einer umlaufenden Biegebeanspruchung durch die große frei aus dem Werkzeug ausragende Länge des Stifts überlagert. Wird die Vorschubgeschwindigkeit erhöht, kann ein Bruch des Werkzeugs bereits nach 2-3 cm Schweißnaht auftreten. Abb. 4.4 zeigt den Kraftverlauf einer Messung mit einem Stiftbruch am Ende der Schweißung. Die Anpresskraft steigt kurzfristig auf ein Maximum von $F_z=13000$ N und fällt nach dem Bruch schnell ab.

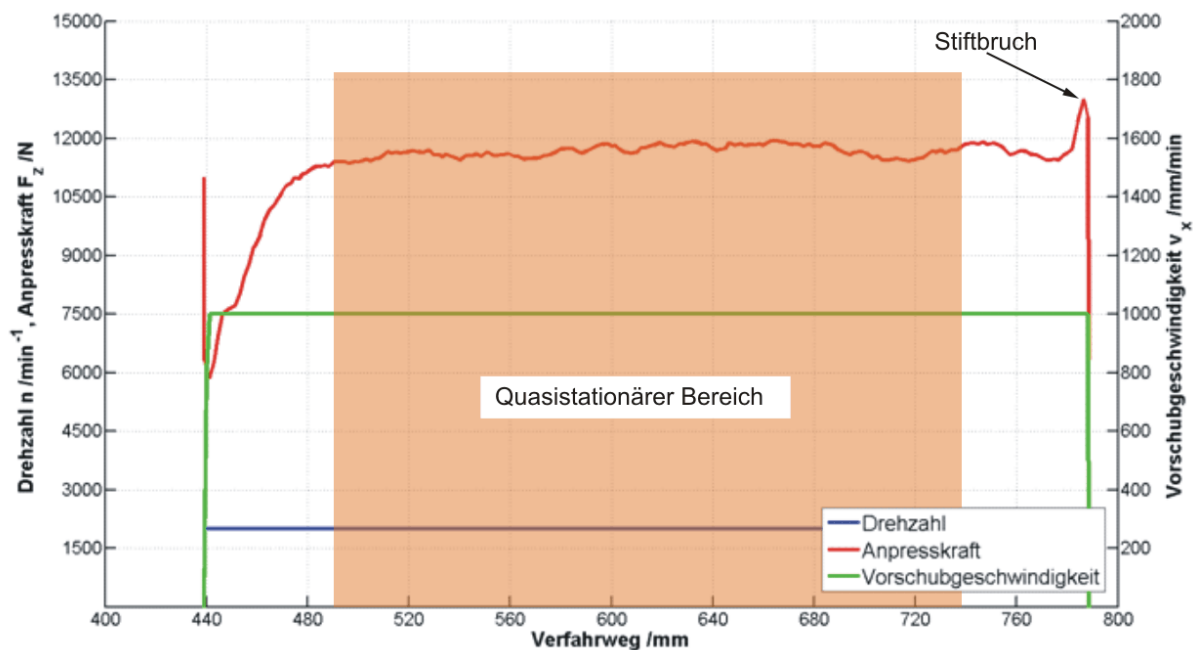


Abb. 4.4: Kraftverlauf der Schweißparameter $n=2000$ min⁻¹, $v_x=1000$ mm/min (EN AW-5454, Überlappverbindung, Werkzeug 2)

Grundsätzlich erwiesen sich Schweißungen von Überlappverbindungen im Vergleich zur Herstellung von Stumpfstoßverbindungen als unkritischer in Bezug auf die Häufigkeit des Werkzeugversagens. Das lässt sich vor allem durch die Tatsache erklären, dass bei der Fertigung von Überlappverbindungen durch das Fehlen eines Fügespaltens in der Stoßebene zwischen den Fügepartnern mehr viskoplastische Werkstoffmasse zur Verfügung steht, die den Stift bei seiner Bewegung in der Schweißnaht stützt. Am Übergang des Stifts in die Schulter liegt der Punkt der höchsten Beanspruchung, da sich geometriebedingt durch den längenverstellbaren Werkzeugstift eine scharfe Kerbe ergibt. Fehlt die den Pin stützende Masse, so wird er stark auf Biegung beansprucht und versagt. Grundsätzlich ist jedoch die

Stiftlänge von Überlappstoßverbindungen größer als bei Stumpfstoßverbindungen.

Um eine hohe Festigkeit zu erzielen, wurden alle eingesetzten Werkzeugstifte vakuumgehärtet geliefert. Werkzeugstift 1 (d=3 mm) bestand aus dem Warmarbeitsstahl 1.2344 (X40CrMoV5-1), Stift Nr.2 (d=5 mm) aus MP159 gefertigt, um die Standzeit der Stifte zu erhöhen. MP159 wird in der Luft- und Raumfahrtindustrie bereits erfolgreich zum Fügen von FSW-Verbindungen eingesetzt. Die chemischen Zusammensetzungen von 1.2344 und MP159[®] sind entsprechend in [Tab. 9](#) und [Tab. 10](#) angegeben.

Tab. 9: Chemische Zusammensetzung von X40CrMoV5-1 [69]

Bezeichnung DIN	Zusammensetzung in % der Masse							
	C	Cr	Mn	Mo	Si	S	V	Fe
X40CrMoV5-1	0,40	5,25	0,40	1,35	1,05	≤0,003	1,00	Rest

Tab. 10: Chemische Zusammensetzung von MP159[®] [70]

Bezeichnung Latrobe	Zusammensetzung in % der Masse							
	Ni	Co	Cr	Fe	Mo	Ti	Nb	Al
MP159	25,5	35,7	19,0	9,0	7,0	3,0	0,6	0,2

Die Zugfestigkeitswerte von X40CrMoV5-1 bzw. MP159[®] werden je nach Wärmebehandlung mit bis zu $R_m=2050$ MPa [71] respektive $R_m=1895$ MPa bei einer Dehnung von $\varepsilon_{max}=8$ %. [70] angegeben.

Probenentnahme

Die Probenentnahme zur Prüfung der Verbindungseigenschaften erfolgt in einem Bereich, der sich in einem Abstand von je 50 mm vom Einstichpunkt sowie dem Nahtende befindet, siehe [Abb. 4.5](#). Die schraffierten Bereiche bezeichnen die verworfenen Blechbereiche. Die Proben werden wie die schematisch dargestellten Zugproben quer zur Naht entnommen, alle verwendeten Probengeometrien sind im Anhang 8.2 zusammengefasst dargestellt. Alle während des Projektes hergestellten Überlappverbindungen entsprechen dem Typ einer einschnittigen Überlappverbindung, die schematisch in [Abb. 4.6](#) dargestellt ist. Zur Prüfung wurden Ausgleichbleche zur Vermeidung einer Vorspannung der Probe verwendet.

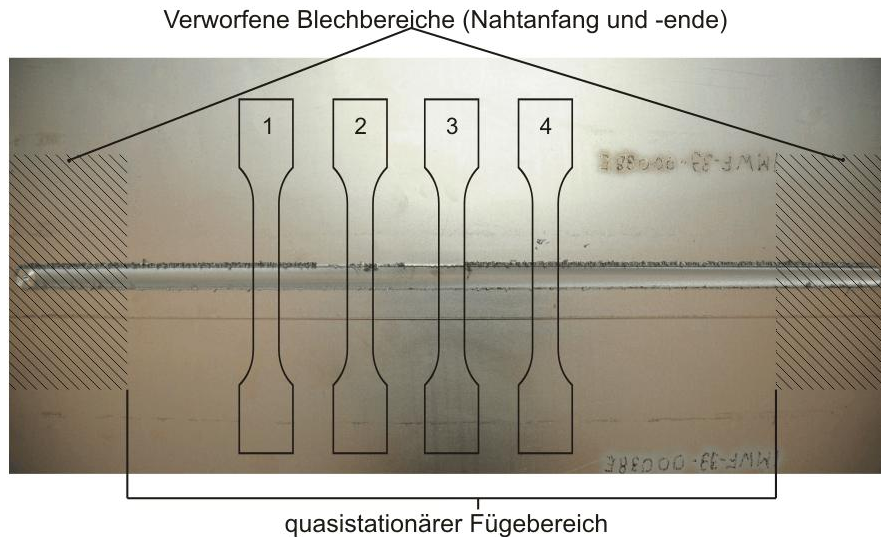


Abb. 4.5: Probenentnahme von Zugproben quer zur Naht

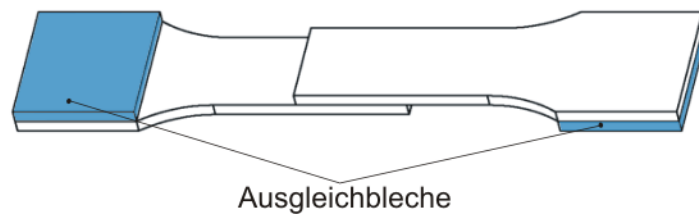


Abb. 4.6: Einschnittige Überlappverbindung mit Ausgleichblechen

4.1.2 Artgleiche Verbindung EN AW-5454 O

Zur Bestimmung des Prozessfensters der Schweißungen der $t_{5454}=3,5$ mm dicken Bleche aus EN AW-5454 wurden die in [Abb. 4.7](#) dargestellten Parametersätze verwendet. Aufgrund der hohen wirkenden Prozesskräfte wurden relativ niedrige Vorschubgeschwindigkeiten gewählt. Infolge dessen bildet sich bei den daraus resultierenden großen Überdeckungsgraden (Quotient aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit) bei der gewählten Eindringtiefe ein sehr großer Grat (vgl. Abschnitt 2.1.1). Gratfreie oder gratarme Schweißungen bieten den Vorteil niedriger Nachbearbeitungskosten, fehlende Grate bedeuten darüber hinaus, dass die Dünnung der Verbindung minimiert, d.h. ein Einfluss auf die Bauteilfestigkeit reduziert ist. Wie oben beschrieben kommt es bei warmen Schweißungen (hoher Überdeckungsgrad, vgl. Abschnitt 4.6) zu großem Auswurf, als Beispiel dafür kann der Parametersatz IMWF-11-00003 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=300 \text{ mm/min}$) dienen, bei dem eine sehr starke Gratbildung zu beobachten war.

So war es im Fall einiger Vorschubgeschwindigkeiten nicht möglich, das gesamte Drehzahlspektrum der Maschine bis zur Maximaldrehzahl von $n=3000 \text{ min}^{-1}$ zu durchfahren. Aufgrund der hohen Wärmeeinbringung sank das Werkzeug zu weit in das Blech ein und verursachte somit große Grate an den Rändern der Schweißung. Der Fügevorgang der Schweißung IMWF-11-00003 wurde aus den oben genannten Gründen nach ca. 100 mm abgebrochen. Durch das aus der Naht ausgetragene Werkstoffvolumen ist, wie in Abschnitt 2.1.1 beschrieben, die Fügeverbindung zusätzlich durch eine durch den Grat verursachten Oberflächenkerbe geschwächt, was sich negativ sowohl auf die statischen sowie die zyklischen Festig-

keitseigenschaften auswirkt. Die Schweißversuche wurden nach einem Stiftbruch am Ende der Schweißung IMWF-11-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1000 \text{ mm/min}$) abgebrochen. Im Gegensatz zu „warmen“ Schweißungen zeigen Verbindungen niedrigerer Überdeckungsgrade kaum Neigung zu Auswurf. Bei geringer Drehzahl sowie langsamer Vorschubgeschwindigkeit wurden die besten Oberflächenergebnisse erzielt. Die Belastung des Werkzeugs ist bei diesen Maschineneinstellungen im Vergleich zu Parametersätzen gleichen Überdeckungsgrades bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten deutlich reduziert. Das Parameterfeld wurde auf im Rahmen von [27] zu niedrigeren Vorschubgeschwindigkeiten hin erweitert, diese Erweiterung brachte jedoch keine verbesserten Ergebnisse hinsichtlich der erzielten Verbindungsfestigkeit. Die Ursache ist vor allem im Einsinken des Werkzeugs zu sehen, was durch die resultierenden hohen Fügetemperaturen und der niedrigen Viskosität des Werkstoffs unter der Werkzeugschulter verursacht wird. Die Maschine kann im positionsgeregelten Modus die volle eingestellte Eintauchtiefe erreichen, was die Dünnung der Naht und damit eine Reduktion der Festigkeit der Proben bewirkt.

Eine Eintauchtiefe von $h_{pd}=0,55 \text{ mm}$ sowie eine Stiftlänge von $l=5,0 \text{ mm}$ ergab die durchschnittlich besten in Vorversuchen ermittelten Ergebnisse. Der Anstellwinkel betrug konstant $\alpha=2^\circ$, die Vorwärmzeit wurde mit $t_v=1 \text{ s}$ festgelegt. Abb. 4.7 zeigt den Gesamtumfang der Parameterstudie und gibt die in Anlehnung an DIN EN 895 [72] und DIN EN ISO 6892-1 [73] ermittelten mittleren Verbindungsfestigkeitswerte an. Eine ausführliche Auflistung der Versuche sowie die Angabe der Höchstlast und Verlängerung bei Höchstlast sind in Anhang 8.4, Tab. 41 gegeben. Bemerkenswert ist, dass sich die Bruchlasten z.B. bei geringen Drehzahl-erhöhungen stark von einander unterscheiden. Bei der Betrachtung der einzelnen Spalten gleicher Vorschubgeschwindigkeit zeigt sich, dass für dieses Material in der vorliegenden Blechdicke mit dem eingesetzten Werkzeug Überdeckungsgrade von 3-4 U/mm die besten Verbindungen ergeben.

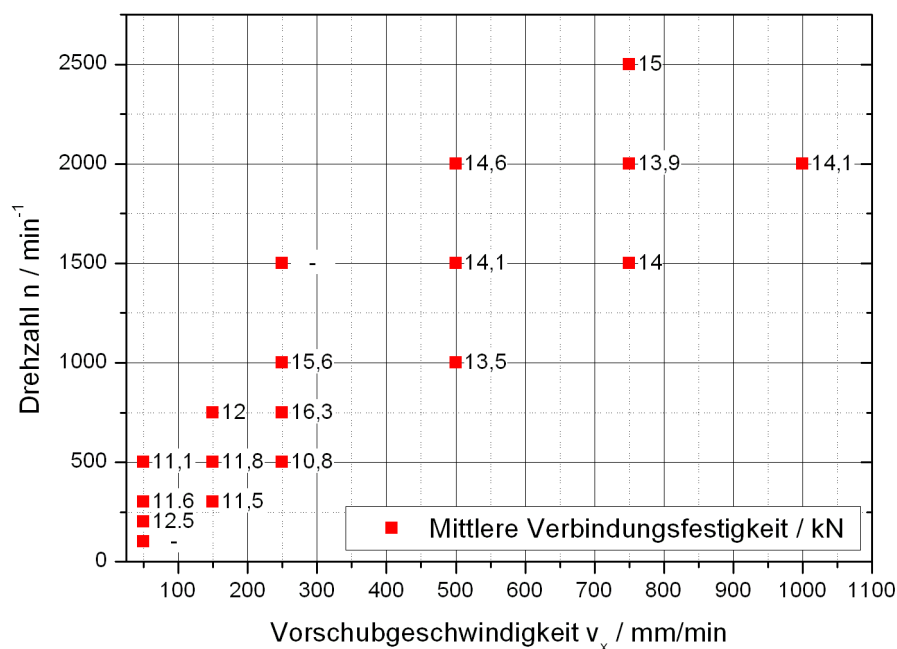


Abb. 4.7: Experimentell bestimmtes Parameterfeld mit mittlerer quasistatischer Verbindungsfestigkeit (Grundwerkstoff: EN AW-5454 O)

Für die Fertigung der Schwingproben wurden anhand der durchgeführten quasistatischen Prüfung die Schweißparameter IMWF-11-00001 ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$, $T_{\max}=330 \text{ }^\circ\text{C}$)

vgl. Abb. 4.60) sowie IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$, $T_{\max}=340 \text{ °C}$) ausgewählt. Die angegebenen maximalen Oberflächentemperaturen für die Referenzverbindungen wurden thermografisch ermittelt, vgl. Abschnitt 4.6.

Abb. 4.8 gibt beispielhaft die Fließkurven ausgewählter Proben einer Schweißverbindung hoher sowie einer Verbindung niedriger quasistatischer Bauteilfestigkeit wieder. Die Beanspruchungshöhe ist dabei mit Berücksichtigung der Probenbreite $w=25 \text{ mm}$ (siehe Anang, 8.2) zu betrachten. Beide Proben weisen eine relativ hohe Verformbarkeit auf, die jedoch nicht die des Grundwerkstoffs erreicht. Die Ursache ist die große Beanspruchung der Proben auf Biegung, die eine Verformung aus der Stoßebene heraus verursacht. Das Versagen der Proben ging meist vom Kerbgrund senkrecht zur ersten Hauptspannungsrichtung aus, vgl. Anhang 8.4, Tab. 42.

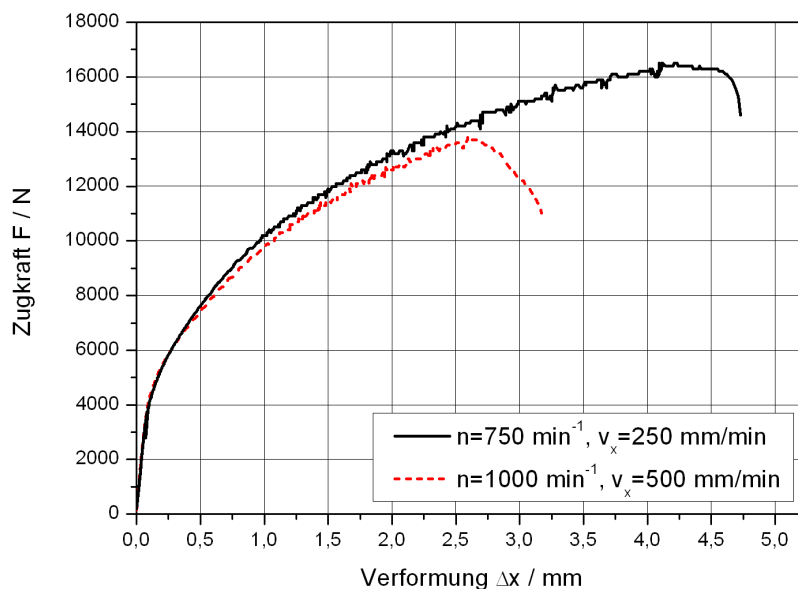


Abb. 4.8: Vergleich von Zugproben der Parametersätze IMWF-11-00001 (schwarz) und -00004 (rot)

Tab. 11 gibt die Bezeichnung der an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Schweißversuche zur Bestimmung des Parameterfeldes wieder. Im Folgenden werden die Parametersatzbezeichnungen stets mit Angabe der Parameter genannt, um eine schnelle Identifizierung zu ermöglichen.

Tab. 11: Bezeichnung der verwendeten Parametersätze IMWF-11-XXXXX

Drehzahl n / min^{-1}	Vorschubgeschwindigkeit $v_x / \text{mm/min}$					
	50	150	250	500	750	1000
2500					00009	
2000				00006	00008	00010
1500			00003	00005	00007	
1000			00002	00004		
750		00045	00001			
500	00048	00046	00044			
300	00049	00047				
200	00050					
100	00051					

4.1.3 Artgleiche Verbindung EN AW-6016 T4

Aufgrund der auftretenden niedrigen Prozesskräfte durch die Verwendung des Werkzeugs geringen Durchmessers ist die Herstellung der Überlappverbindungen aus AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm) unkompliziert, da keine hohen Ansprüche an die Leistung der FSW-Maschine sowie die einzelnen Bestandteile des Rührreißschweißwerkzeugs hinsichtlich hoher Werkzeugfestigkeit gestellt werden.

Die Ermittlung der Einstellung der konstanten Parameter Stiftlänge, Eintauchtiefe, Anstellwinkel und Vorhaltezeit fand in Vorversuchen statt. Dafür wurden Testschweißungen durchgeführt, die anschließend manuellen Schältests unterzogen wurden. Eine Eintauchtiefe von $h_{pd}=0,25$ mm sowie eine Stiftlänge von $l=1,6$ mm ergab die durchschnittlich besten Ergebnisse. Der Anstellwinkel betrug konstant $\alpha=2^\circ$, die Vorwärmzeit wurde mit $t_v=1$ s festgelegt. Abb. 4.9 zeigt den Umfang der durchgeführten Parameterstudie sowie die Ergebnisse der quasistatischen Prüfung der Verbindungsfestigkeit, angelehnt an DIN EN 895 [72] und DIN EN ISO 6892-1 [73]. Die Prüfung wurde an jeweils vier Zugproben durchgeführt, Abb. 4.9 gibt die Mittelwerte der Prüfung nach [73] an. Eine ausführliche Auflistung der Versuche sowie die Angabe der Höchstlast und Verlängerung bei Höchstlast sind in Anhang 8.4, Tab. 43 gegeben.

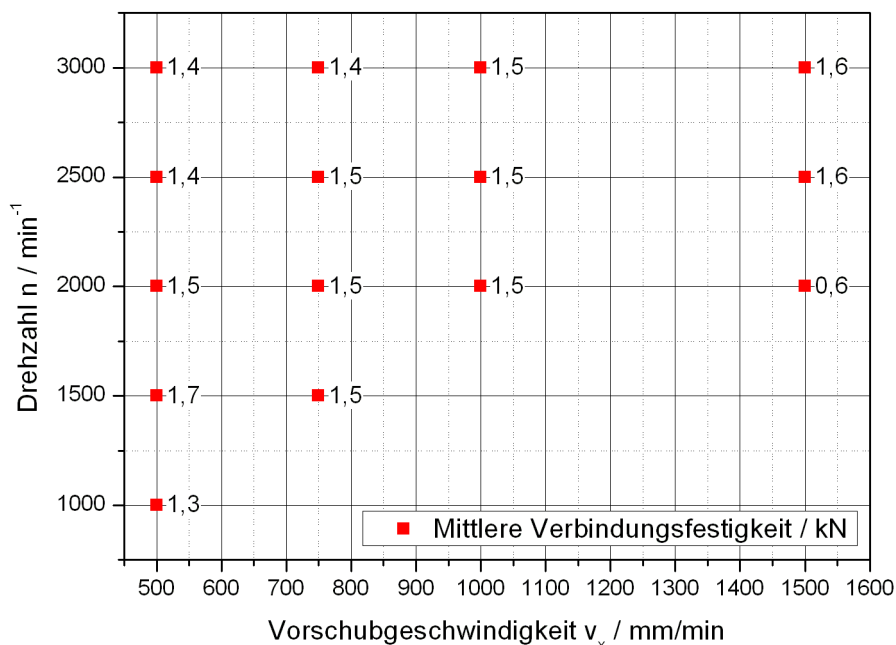


Abb. 4.9: Experimentell bestimmtes Parameterfeld mit mittlerer quasistatischer Verbindungsfestigkeit (Grundwerkstoff: EN AW-6016 T4)

Tab. 12 gibt die Bezeichnung der durchgeführten Schweißversuche zur Bestimmung des Parameterfeldes wieder. Die Nahtoberfläche wurde nach jedem Schweißversuch einer eingehenden optischen Inspektion unterzogen, je nach Überdeckungsgrad unterschieden sich die Oberflächen aufgrund der eingebrachten Streckenenergie teilweise stark voneinander. Die FSW-typische schuppige Oberflächenstruktur tritt bei niedrigen Überdeckungsgraden deutlicher hervor als bei hohem Drehzahl-Vorschub-Verhältnis.

Tab. 12: Bezeichnung der verwendeten Parametersätze IMWF-33-XXXXX

Drehzahl n / min ⁻¹	Vorschubgeschwindigkeit v_x / mm/min			
	500	750	1000	1500
3000	00023	00027	00030	00033
2500	00022	00026	00029	00032
2000	00021	00025	00028	00031
1500	00020	00024		
1000	00019			

Die Neigung zur Gratbildung nimmt dagegen bei großer eingetragener Streckenenergie zu. Bei einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_x=1500$ mm/min überholt das Werkzeug das zunächst vorauslaufende Temperaturfeld der Vorwärmzeit und die Fügetemperatur sinkt. Es stellt sich im weiteren Verlauf der Schweißung kein quasistationärer Fügezustand mehr ein, die Schweißnahtoberfläche ist von ausgetragenen Spänen verdeckt.

Der ungleichmäßige Fügevorgang und die daraus resultierende unregelmäßige Oberfläche haben jedoch nur bedingt Einfluss auf die quasistatische Verbindungsfestigkeit. Anhand der ermittelten Verbindungsfestigkeiten wurden die Parametersätze $n=1500$ min⁻¹, $v_x=500$ mm/min ($T_{\max}=300$ °C, vgl. Abschnitt 4.6) und $n=3000$ min⁻¹, $v_x=1500$ mm/min ($T_{\max}=290$ °C) als optimierte Schweißparameter zur Fertigung von Schwingproben ausgewählt. Um das Auswahlverfahren anhand einer quasistatischen Größe zu verifizieren, wurden zusätzlich zwei Parametersätze niedriger quasistatischer Verbindungsfestigkeit ($n=3000$ min⁻¹, $v_x=500$ mm/min, $T_{\max}=340$ °C; $n=3000$ min⁻¹, $v_x=750$ mm/min, $T_{\max}=340$ °C) für zyklische Versuche ausgewählt. [Abb. 4.10](#) zeigt beispielhaft die Kraft-Verformungskurven zweier ausgewählter Zugproben. Es handelt sich dabei um die Zugproben höchster und niedrigster quasistatischer Verbindungsfestigkeit. Die Übereinstimmung der Verläufe bis ca. $\Delta x=0,2$ mm ist deutlich zu erkennen. Dieser Bereich ist hauptsächlich durch die elastische Verformung der Probe und die einsetzende Plastifizierung des Werkstoffs gekennzeichnet. Anschließend versagt die Probe des Parametersatzes IMWF-33-00023 ($n=3000$ min⁻¹, $v_x=500$ mm/min) schlagartig durch einen Bruch, der vom Kerbgrund zwischen den Blechen ausgeht. Dabei verläuft der Anriss nicht gerade, der Riss verläuft entlang der eingerührten Oxidschicht ausgehend vom Kerbgrund in das Grundmaterial, wird dort abgelenkt und verläuft ab diesem Zeitpunkt senkrecht zur Hauptbelastungsrichtung, bis es zum Versagen durch einen Zähbruch des verbleibenden Ligaments kommt, vgl. Abschnitt 4.2.2.

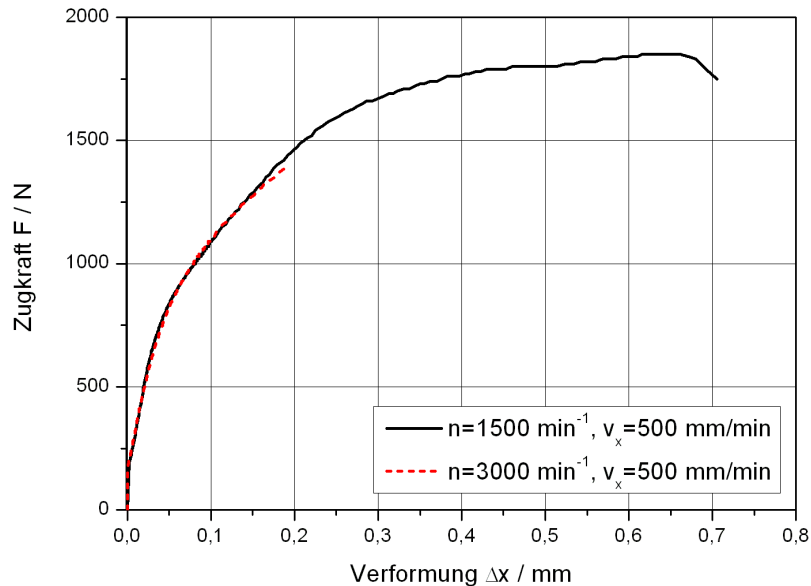


Abb. 4.10: Vergleich von Zugproben der Parametersätze IMWF-33-00020 (schwarz) und -00023 (rot)

Die Probe des Parametersatzes IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) verformt sich in gleicher Weise, jedoch ist die Oxidschicht im Bereich des Kerbgrundes zerstört, d.h. zusätzlich zur geometrischen Kerbe ergibt sich keine weitere makrostrukturbedingte Kerbwirkung. Der Bruch der Probe geht nicht vom Kerbgrund aus, sondern erfolgt in der Fügeebene. In diesem Fall ist die maßgebliche Versagensursache nicht die, der Zugbeanspruchung überlagerte, geometriebedingte Biegebeanspruchung der Probe, sondern die kombinierte Zug- und Scherbeanspruchung in der Stoßebene. Die Oxidschicht der Verbindung verläuft nahezu eben in der Stoßebene, daher ist ein den beschriebenen Versagensmechanismus unterstützender Einfluss der Oxidpartikel wahrscheinlich. So verhindern dicht geschichtet angeordnete Oxidpartikel beispielsweise eine Verschweißung, was zu einem Ablösen der durch die Oxidpartikel getrennten Bereiche führt und den tragenden Probenquerschnitt reduziert.

4.1.4 Mischverbindung EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5 \text{ mm}$) / EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1 \text{ mm}$)

Für die Herstellung von Misch-Überlappverbindungen aus den zur Verfügung stehenden Grundwerkstoffen waren zwei Materialkombinationen möglich. Beide (EN AW-6016 oben liegend, sowie EN AW-5454 oben liegend) wurden zur Bestimmung von Parameterfeldern hergestellt. Als oben liegend wird hier und im Folgenden das Blech bezeichnet, das in Kontakt mit der Werkzeugschulter steht. In jedem Bearbeitungsfall wurde Werkzeug 2 ($D=12 \text{ mm}$) verwendet, da eine Durchschweißung des oben liegenden Bleches, sowie eine Einschweißung in das unten liegende Blech notwendig war. Eine Verwendung von Werkzeug 1 ($D=8 \text{ mm}$) entfiel aufgrund der geometriebedingten mangelnden Wärmeeinbringung durch die Werkzeugschulter. Bis auf die Stiftlänge l wurden zwischen den Versuchen zur Bestimmung der Parameterfelder keine Änderungen vorgenommen. Zur Bestimmung des Parameterfeldes wurde zunächst EN AW-5454 oben liegend verschweißt. Die konstanten Schweißparameter wurden nach Vorversuchen mit $h_{pd}=0,2 \text{ mm}$, $l=4,05 \text{ mm}$, $\alpha=2^\circ$ und $t_s=1 \text{ s}$ festgelegt. Alle Schweißversuche zeichnen sich durch eine regelmäßige Oberflächenstruktur aus. Lediglich bei hohen Drehzahlen ergaben sich aufgrund der Wärmeeinbringung vor allem zu

Beginn der Schweißung, verursacht durch eine hohe Vorwärmzeit, Grate parallel zur Schweißnaht. Eine übermäßige Austragung von Grundmaterial konnte bei keiner Schweißung festgestellt werden, was durch die Ergebnisse der quasistatischen Prüfung der Schweißverbindungen durch eine beinahe konstante Verbindungsfestigkeit von $F=6,2$ kN über alle Proben bestätigt wurde. Abb. 4.11 zeigt das in Schweißversuchen ermittelte Parameterfeld unter Angabe der in Anlehnung an DIN EN 895 [72] und DIN EN ISO 6892-1 [73] ermittelten mittleren Verbindungsfestigkeitswerte. Die höchste Verbindungsfestigkeit ergab sich für die Verbindungen der Schweißparameter IMWF-13-00005 ($n=1000$ min⁻¹, $v_x=500$ mm/min) sowie IMWF-13-00010 ($n=2000$ min⁻¹, $v_x=750$ mm/min), vgl. Anhang 8.4.

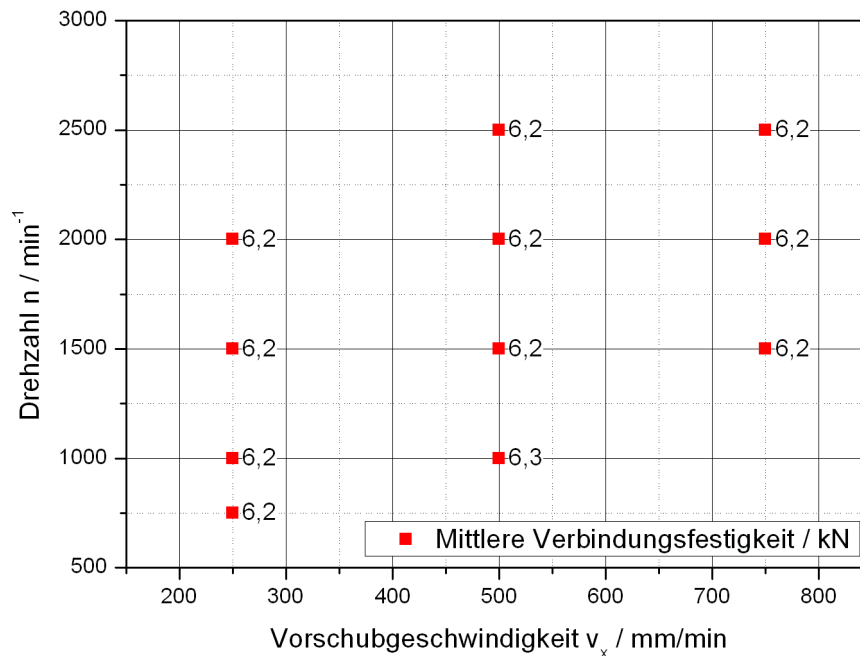


Abb. 4.11: Experimentell bestimmtes Parameterfeld mit mittlerer quasistatischer Verbindungsfestigkeit (EN AW-5454 oben liegend)

Eine ausführliche Auflistung der Versuche sowie die Angabe der Höchstlast und Verlängerung bei Höchstlast sind in Anhang 8.4, Tab. 45 gegeben. Abb. 4.12 zeigt einen Vergleich der Zugproben hoher und leicht reduzierter quasistatischer Verbindungsfestigkeit. Ein Parametereinfluss auf die quasistatische Verbindungsfestigkeit konnte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen für diese Materialkombination nicht festgestellt werden.

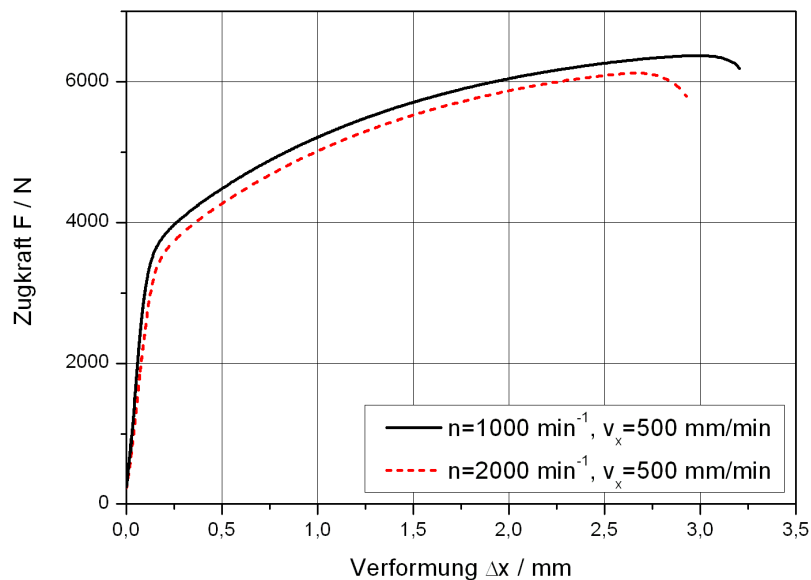


Abb. 4.12: Vergleich von Zugproben der Parametersätze IMWF-13-00005 (schwarz) und -00007 (rot)

Bei der Herstellung der Kombination AW-6016/AW-5454 (AW-6016 oben liegend) traten während der Versuchsdurchführung bei allen Schweißungen tiefe Oberflächenriefen auf, die, trotz einer Eintauchtiefe von $h_{pd}=0,3 \text{ mm}$, auf eine unzureichende Wärmeeinbringung schließen lassen. Durch die Entstehung dieser Oberflächenstruktur wurden die EN AW-6016-Bleche im Verhältnis zu ihrer Blechdicke stark geschwächt, da Material aus der Naht parallel zur Vorschubrichtung ausgetragen und hinter dem Werkzeug abgelegt wurde. Die Einstellung der, über die Parameterstudie konstanten Parameter Stiftlänge und Eintauchtiefe fand wiederum in Vorversuchen statt. Eine Eintauchtiefe von $h_{pd}=0,3 \text{ mm}$ sowie eine Stiftlänge von $l=2,85 \text{ mm}$ ergab die durchschnittlich besten Ergebnisse. Der Anstellwinkel betrug konstant $\alpha=2^\circ$, die Vorwärmzeit wurde mit $t_v=1 \text{ s}$ festgelegt. [Abb. 4.13](#) zeigt den Umfang der durchgeführten Parameterstudie sowie die Ergebnisse der quasistatischen Prüfung der Verbindungsfestigkeit. Die Prüfung wurde an jeweils vier Zugproben durchgeführt, [Abb. 4.13](#) gibt die Mittelwerte der in Anlehnung an DIN EN 895 [72] und DIN EN ISO 6892-1 [73] ermittelten Verbindungsfestigkeitswerte der quasistatischen Prüfung an. Eine ausführliche Auflistung der Versuche sowie die Angabe der Höchstlast und Verlängerung bei Höchstlast sind im Anhang 8.4, [Tab. 47](#) aufgeführt.

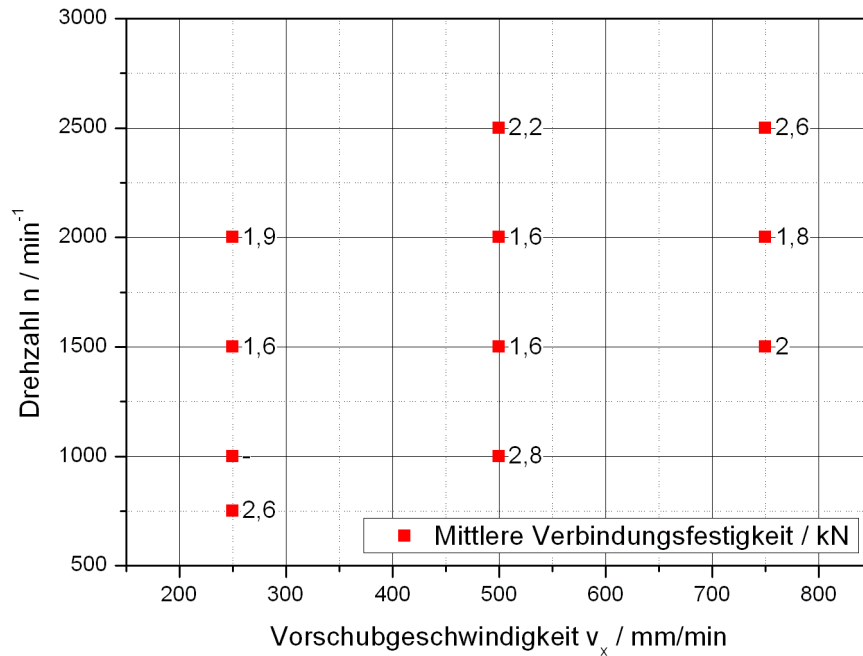


Abb. 4.13: Experimentell bestimmtes Parameterfeld mit mittlerer quasistatischer Verbindungsfestigkeit (EN AW-6016 oben liegend)

Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Zugprüfung der Verbindungen IMWF-13-XXXXX und IMWF-31-XXXXX zu erleichtern, sind in [Abb. 4.14](#) die Kraft-Verformungskurven der Verbindungen höchster quasistatischer Verbindungsfestigkeit gegenübergestellt. Durch das Versagen der Verbindung im oben liegenden (dünnen) Blech bricht die Verbindung IMWF-31-00005 im Vergleich zu IMWF-13-00005 bei einer wesentlich reduzierten Prüfkraft. Zu Beginn dominiert wiederum die elastische Verformung des Stoßes, anschließend versagt das Bauteil fast schlagartig, während Probe IMWF-13-00005 weiter plastisch verformt wird und schließlich durch einen Bruch des unten liegenden (dünnen) Bleches versagt.

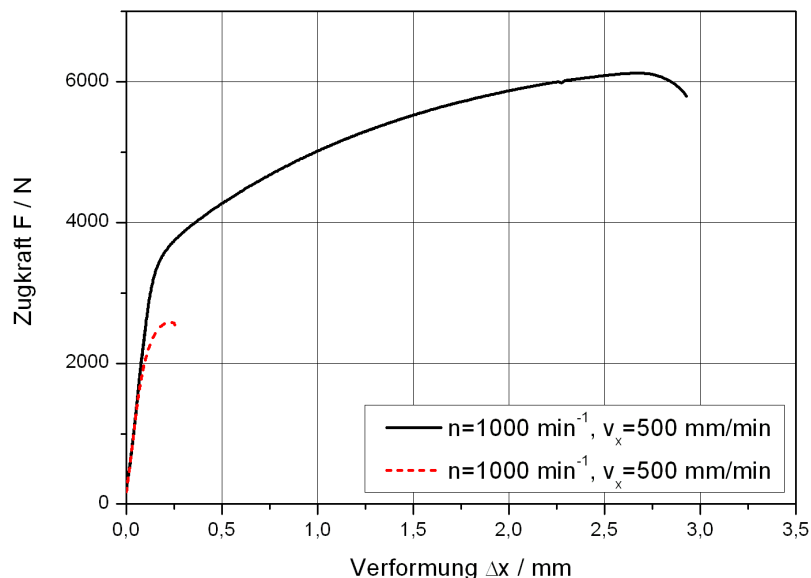


Abb. 4.14: Vergleich von Zugproben der Parametersätze IMWF-13-00005 (schwarz) und IMWF-31-00005 (rot)

[Tab. 13](#) und [Tab. 14](#) geben die Bezeichnung der durchgeführten Schweißversuche zur Pa-

parameterfeldbestimmung wieder. Im Folgenden werden die Parametersatzbezeichnungen stets mit Angabe der Parameter genannt, um eine schnelle Identifizierung zu ermöglichen.

Tab. 13: Bezeichnung der verwendeten Parametersätze IMWF-13-XXXXX (EN AW-5454 oben liegend)

Drehzahl n / min-1	Vorschubgeschwindigkeit v_x / mm/min		
	250	500	750
2500		00008	00011
2000	00004	00007	00010
1500	00003	00006	00009
1000	00002	00005	
750	00001		

Tab. 14: Bezeichnung der verwendeten Parametersätze IMWF-31-XXXXX (EN AW-5454 unten liegend)

Drehzahl n / min-1	Vorschubgeschwindigkeit v_x / mm/min		
	250	500	750
2500		00008	00011
2000	00004	00007	00010
1500	00003	00006	00009
1000	00002	00005	
750	00001		

4.1.5 Artgleiche Stumpfstoßverbindungen

Das Rührreißschweißen bietet die Möglichkeit, Aluminium-Stumpfstoßverbindungen hoher Güte bei geringem Verbindungsgewicht herzustellen. Im Rahmen der in [22] zusammengefassten Vorhaben wurden, abgesehen von Überlappverbindungen, artgleiche Stumpfstoßverbindungen auf Basis der in Abschnitt 3.1 beschriebenen Aluminiumknetlegierung EN AW-5454 O hergestellt und quasistatisch geprüft, eine zyklische Prüfung der Verbindungen wurde nicht durchgeführt.

Um eine festigkeitsmäßige Einordnung der Ergebnisse der zyklischen und quasistatischen Prüfung der Überlappverbindungen zu gewährleisten, wurden zwei Stumpfstoßverbindungen aus EN AW-6016 T4 sowie EN AW-5454 O gefertigt und einer quasistatischen und zyklischen Prüfung unterzogen. Der den Verbindungen zugrundeliegende Parametersatz wurde im Fall der Verbindungen aus EN AW-5454 dem Projekt [22] entnommen. Für die Legierung EN AW-6016 lagen keine Prüfergebnisse vor, daher wurden Schweißungen zur Bestimmung eines Schweißparameterfelds durchgeführt und eine Verbindung hoher quasistatischer Bauteilfestigkeit zur Fertigung von Schwingproben ausgewählt. In Verbindung mit den zyklischen Eigenschaften der Grundwerkstoffe können ein quantitativer Quervergleich der Eigenschaften von Stumpfstoß- und Überlappverbindungen sowie ein qualitativer Vergleich von Verbindungen verschiedener Schweißparameter untereinander erfolgen.

EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm)

Als Referenzverbindung aus [22] wurde die Verbindung des Parametersatzes IMWF-11-00053 ($n=1000$ min⁻¹, $v_x=250$ mm/min) gewählt. Im Gegensatz zu der Darstellung in [22] ergaben Vorversuche unter Verwendung einiger der am besten bewerteten Parameterkombinationen, dass der Parametersatz IMWF-11-00053 die besten mechanisch-technologischen Eigenschaften aufweist.

Die quasistatische Prüfung der Stumpfstoßverbindungen fand in Anlehnung an [73] statt, es wurden vier Proben zur Ermittlung einer mittleren Bauteilfestigkeit geprüft. Abb. 4.15 zeigt die technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramme aller Versuche im Überblick.

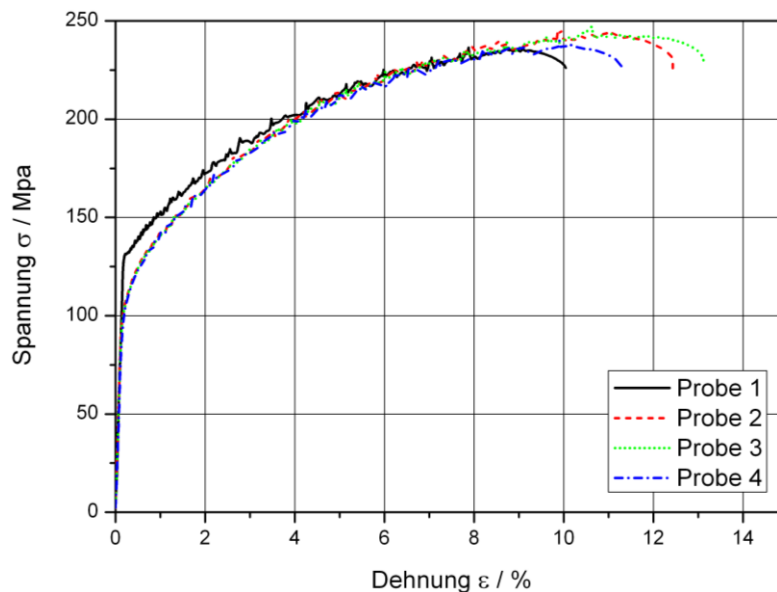


Abb. 4.15: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme der quasistatischen Bauteilprüfung nach [73]

Das Versagen der Bauteile erfolgt durch einen Bruch in der Rührzone, die Festigkeitswerte erreichen das Niveau des Grundwerkstoffs. Die technische Bruchdehnung ist im Vergleich zum Grundwerkstoff etwa auf die Hälfte reduziert. Alle Spannungs-Dehnungs-Kurven zeigen unter Beanspruchung den für die dynamische Reckalterung typischen, unsteten Verlauf. Tab. 15 gibt die erreichte, auf die Probenmaße (siehe Anhang 8.2) bezogene berechnete Maximalspannung sowie die Dehnung in Bezug auf eine Messlänge von 50 mm an.

Tab. 15: Quasistatische mechanische Verbindungseigenschaften Stumpfstoß EN AW-5454 O

Probe	$\varepsilon_{F_{\max}}$ / %	F_{\max} / N	σ_{\max} / MPa
1	7,9	10.757,6	236,4
2	9,9	10.915,5	239,9
3	10,6	11.239,0	247,0
4	9,9	11.164,3	245,4

Grundwerkstoff: $A_{\text{Bruch}}=22,8$ %; $R_m=240,7$ MPa

Die mikrostrukturelle Analyse der Rührzone der Stumpfstoßverbindung IWB-44-00002 derselben Parameter ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) ergab ein um ca. 4 Kornklassen feineres Gefüge, siehe Abb. 4.16 [22].

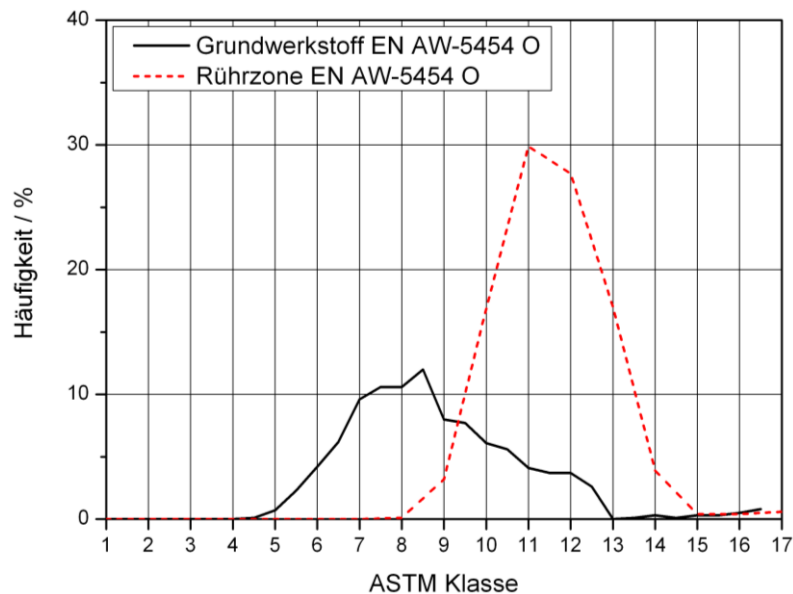


Abb. 4.16: Vergleich der ASTM-Korngrößenverteilung

EN AW-6016 T4

Um eine Stumpfstoßverbindung aus den zur Verfügung gestellten Halbzeugen der Dicke $t_{6016}=1,1$ mm herzustellen, wurde zunächst eine Parameterstudie durchgeführt. Die Herausforderung bei Halbzeugen geringer Dicke ist die Neigung des Eintauchens des Werkzeugs in das plastifizierte Material und die Zerstörung des Bauteils durch Herausreißen von Nahtteilen. Eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit kann dieses Verhalten verhindern und ermöglicht einen stationären Prozess über die gesamte Nahtlänge. Am Nahtanfang kann es jedoch aufgrund mangelnder Wärmeeinbringung infolge einer Parameteranpassung hin zu höheren Vorschubgeschwindigkeiten zu einer Unterkühlung der Naht und damit zur Instationarität des Schweißprozesses kommen. Wie bereits für Überlappverbindungen geringer Überdeckungsgrade beschrieben (vgl. Abschnitt 4.1.3), überholt das Werkzeug das aus der Vorwärmzeit resultierende vorauslaufende Temperaturfeld. Dabei führt die mangelnde Viskoplastizität des kälteren Werkstoffs zu einer „Grabenbildung“, d.h. einem Verdrängen kalten Werkstoffs aus der Naht. Um einem solchen Maschinenverhalten zu begegnen, wurde die Vorwärmzeit mit der Absicht der Erzeugung eines vorlaufenden Temperaturfeldes erhöht. Der gewählte Parametersatz ($n=2500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1000 \text{ mm/min}$) resultiert in einer optisch und mechanisch-technologisch optimierten Stumpfstoßverbindung. Die übrigen Schweißparameter betragen $t_v=1,5 \text{ s}$, $h_{pd}=0,25 \text{ mm}$ und $\alpha=2^\circ$.

Die Ergebnisse der quasistatischen Prüfung der Stumpfstoßverbindungen aus EN AW-6016 T4 sind in [Abb. 4.17](#) in Form der aufgezeichneten Spannungs-Dehnung-Kurven wiedergegeben. Die quasistatischen Verbindungseigenschaften erreichen wie im Fall der Verbindung aus EN AW-5454 nahezu die Werte des Grundwerkstoffs, das Versagen erfolgt in der Rührzone. Dabei ist die technische Dehnung bei Probenversagen (Messlänge $L_{\text{mess}}=50 \text{ mm}$) stark reduziert und entspricht in etwa einem Drittel der Bruchdehnung, die für den Grundwerkstoff bestimmt wurde. [Tab. 16](#) fasst die Daten der quasistatischen Prüfung zusammen und vergleicht die Verbindungseigenschaften mit dem Verhalten des Grundwerkstoffs.

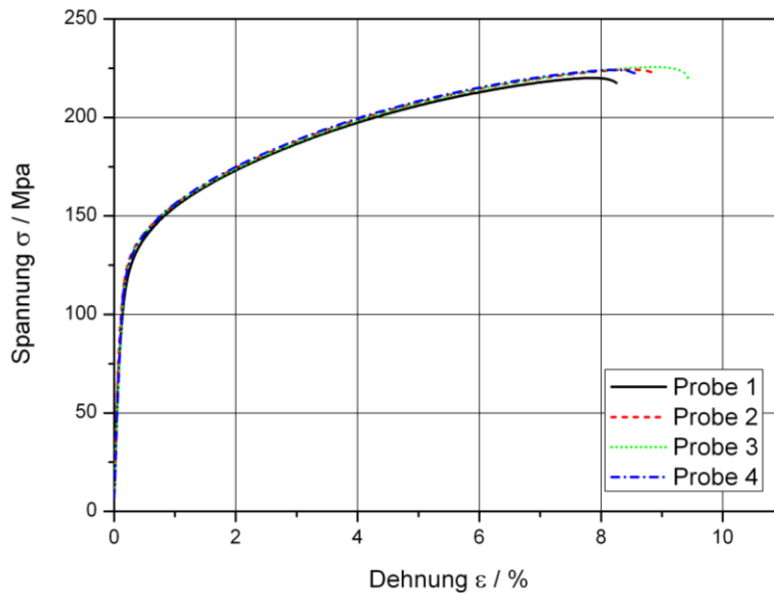


Abb. 4.17: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme der quasistatischen Bauteilprüfung nach [50]

Der Vergleich der Korngrößenverteilung des Grundwerkstoffs sowie der Rührzone [22] der Stumpfstoßverbindung in [Abb. 4.18](#) zeigt, dass die mechanische Zerteilung der Körner sowie die folgende Rekristallisation ein sehr feines Gefüge erzeugt, was in hervorragenden mechanischen Verbindungseigenschaften resultiert. Auffällig ist, dass die Bruchdehnung trotz des feinen Gefüges reduziert ist, was auf einen Anteil von Kaltverfestigung in den Randbereichen der Naht schließen lässt.

Tab. 16: Quasistatische mechanische Verbindungseigenschaften Stumpfstoß EN AW-6016 T4

Probe	$\varepsilon_{F_{max}}$ / %	F_{max} / N	σ_{max} / MPa
1	8,1	3147,2	220,1
2	8,4	3205,3	224,1
3	8,9	3225,9	225,6
4	8,5	3207,7	224,3

Grundwerkstoff: $A_{Bruch}=30,3$ %; $R_m=240,2$ MPa

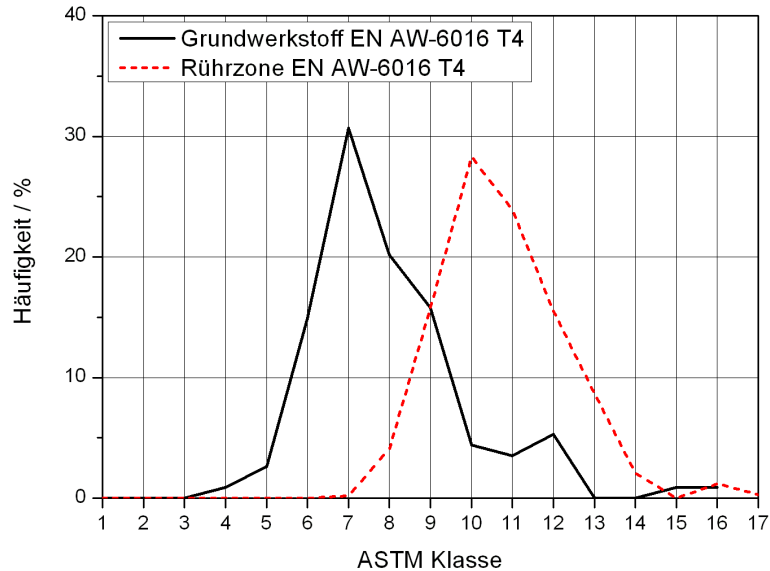


Abb. 4.18: Vergleich der ASTM-Korngrößenverteilung

4.2 Metallografische Analyse ausgewählter Verbindungen

4.2.1 Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O

Zur Untersuchung der Mikrostruktur der Verbindungen mit EN AW-5454 als Fügepartner wurde die anodische Beschichtungs-/Ätzmethodik nach Barker herangezogen, da eine Ätzung mit herkömmlichen Methoden (Korngrenzenätzung) eine Visualisierung der Mikrostruktur nicht ermöglichte [74][75]. Die Verwendung der Methode nach Barker eignet sich besonders für makroskopische Aufnahmen, aufgrund der Farbgebung des Schliffes sind feine Ausscheidungen jedoch durch den fehlenden Kontrast nicht mehr deutlich erkennbar. Die Ergebnisse der Verbindungen IMWF-11-00001 ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) sowie IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) (vgl. Abschnitt 4.1.2) sind im Folgenden dargestellt. Die durch die Betrachtung unter gekreuzt polarisiertem Licht entstehende Einfärbung der Schliffe gibt Auskunft über die Kornorientierung. Grundsätzlich kann postuliert werden, dass ein sehr hell eingefärbtes Korn beinahe parallel zur Schliffrichtung liegt, je weiter die Kornorientierung in die Senkrechte zur Betrachtungsrichtung gedreht ist, desto dunkler erscheint es im Schliff.

Abb. 4.19 zeigt den Querschliff der Verbindung IMWF-11-00001 in einer makroskopischen Übersichtsaufnahme. Im Zentrum der Aufnahme ist die Rührzone ebenso wie ein Ansatz der FSW-typischen „Zwiebelschalenstruktur“ (vgl. z.B.: [76]) deutlich zu erkennen. Im unteren Bereich der Rührzone befindet sich ein Hohlraum auf der Retreating Side (R.S), der vermutlich Teil einer sog. Schlauchpore ist (Ausschnitt 1). Die Ursache ist die relativ hohe Wärmebringung durch die große Werkzeugschulter und die gewählten Parameter in Verbindung mit der großen eingestellten Eintauchtiefe, die eine erhöhte Oberflächenspannung (vgl. Abb. 4.73) zur Folge hat. Die daraus folgenden Fließeigenschaften sowie die trotz Werkzeugstrukturierung weiterhin bestehende Förderung des Materials in Richtung der Blechoberfläche führt zur anschließenden Verdrängung in Spanform und somit zu einem Materialmangel im unteren Nahtbereich, was einen diskontinuierlichen Werkstofftransport verursacht.

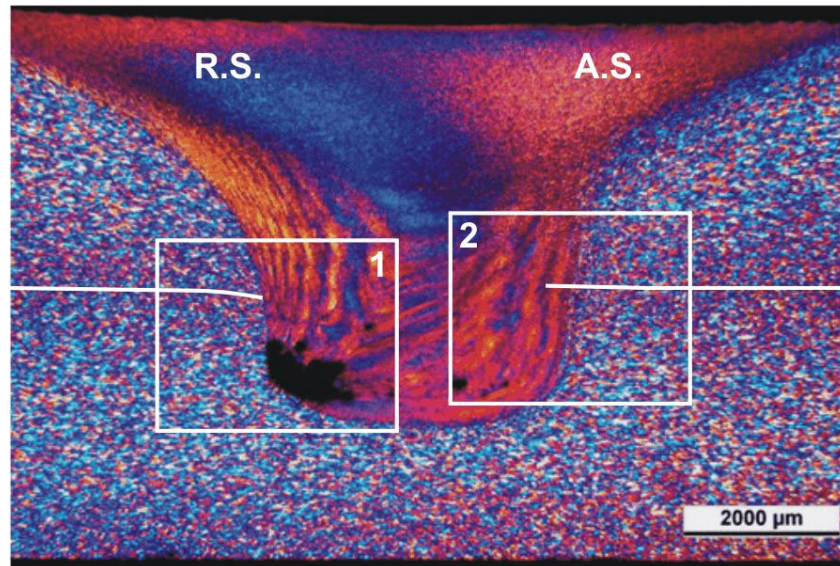


Abb. 4.19: Makroskopische Übersicht IMWF-11-00001

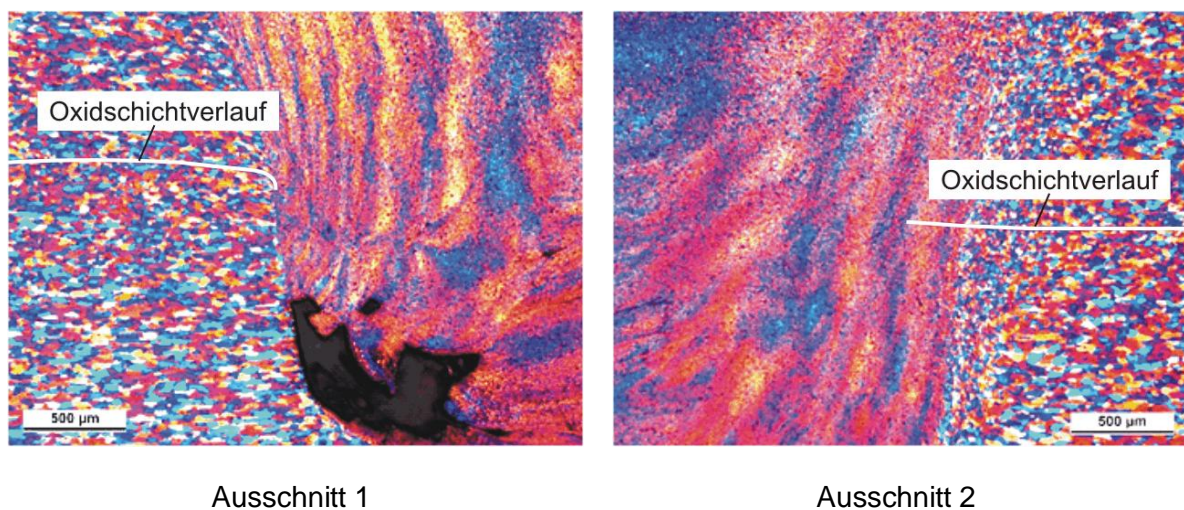


Abb. 4.20: Ausschnitte des Übergangsbereichs Grundwerkstoff/TMEZ/Rührzone aus Abb. 4.19

Da im Falle der Verbindungen aus EN AW-6016 (siehe Abschnitt 4.1.3) die Form und Lage der Oxidschicht einen großen Einfluss auf die statische und zyklische Bauteilfestigkeit besitzt, wurden für diesen Verbindungstyp Ausschnitte bei 50x Vergrößerung im Bereich der Stoßebene zu beiden Seiten der Naht erstellt. Abb. 4.20 zeigt die in Abb. 4.19 markierten Bereiche. Der Übergang von Grundwerkstoff über die thermomechanische Einflusszone mit verzernten und zerteilten Körnern hin zur sehr feinkörnigen Struktur der Rührzone ist auf beiden Aufnahmen sehr gut zu erkennen. Das Verhältnis der Oxidschicht (zu erkennen jeweils in der horizontalen Bildmitte) zur Bauteildicke ist sehr gering, die Oxidschicht läuft beinahe senkrecht auf die Rührzone zu, was keine direkte Beeinträchtigung der Bauteilfestigkeit in Form einer Nahtschwächung zur Folge haben sollte (vgl. artgleiche Verbindungen EN AW-6016), jedoch eine sehr hohe Kerbwirkung erzeugen kann. Die Ausbildung der Schlauchpore im unteren Teil der Rührzone scheint ebenfalls keinen Einfluss auf das Bauteilversagen zu besitzen, da in allen durchgeführten Versuchen zur Bestimmung der mechanischen Eigen-

schaften der Rührreißschweißverbindungen (statisch und zyklisch) nie ein Versagen durch Bruch des unteren Blechs der Verbindung erfolgte.

Im Fall der Verbindung IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) ergibt sich prinzipiell eine ähnliche Struktur, prozessbedingt entstehen mehrere Hohlräume im Rührzonenbereich der Retreating Side (Ausschnitt 1). Auf der makroskopischen Übersicht (siehe [Abb. 4.21](#)) ist die Stoßebene durch einen leichten Spalt der metallografischen Probe auf der Advancing Side deutlicher zu erkennen (Ausschnitt 2).

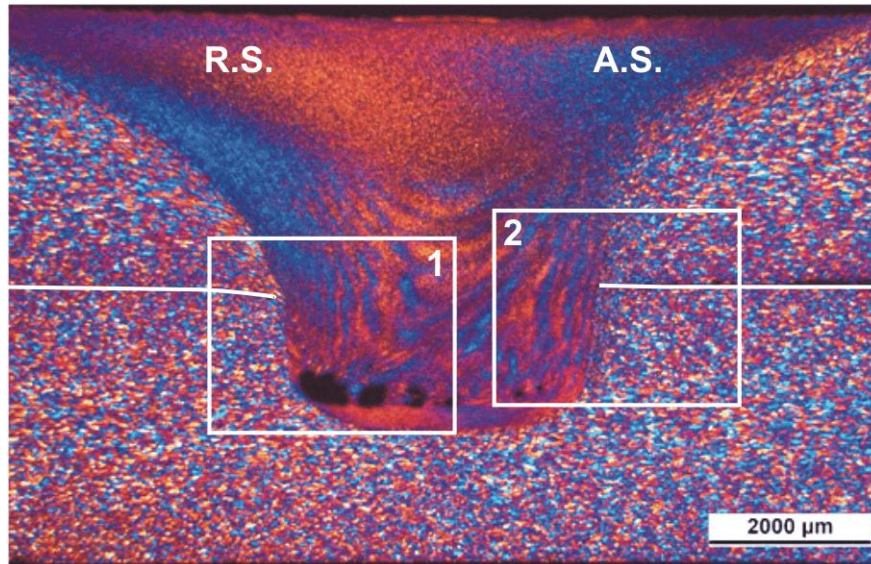
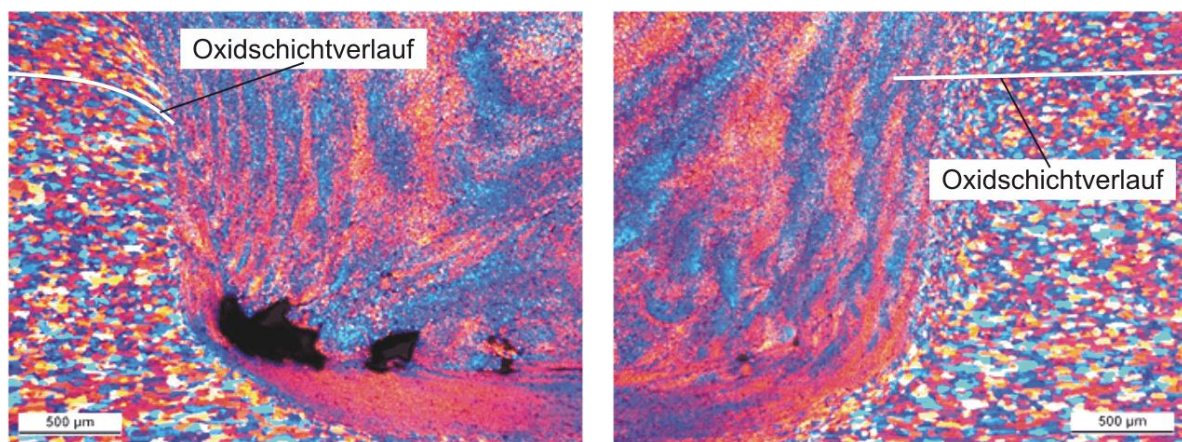


Abb. 4.21: Makroskopische Übersicht IMWF-11-00002

Die Ausschnitte in [Abb. 4.22](#) zeigen, dass der Durchmesser der Hohlräume gegenüber Probe IMWF-11-00001 abnimmt, jedoch die Anzahl der Kavitäten zunimmt. Die Schlauchporen verteilen sich beinahe über den gesamten unteren Bereich der Rührzone der Überlappverbindung.



Ausschnitt 1

Ausschnitt 2

Abb. 4.22: Ausschnitte des Übergangsbereichs Grundwerkstoff/TMEZ/Rührzone

[Abb. 4.22](#) zeigt ebenfalls, dass, verglichen mit der Schweißverbindung IMWF-11-00001, im Übergang zur Rührzone eine etwas größere Verformung der Oxidschicht stattfindet (siehe [Ausschnitt 1](#)). Diese Beobachtung wird von der in [Abschnitt 4.4.1](#) beschriebenen fraktografischen Untersuchung der Bruchoberflächen nach Durchführung von Schwingversuchen be-

stätigt, da im Falle der Verbindung IMWF-11-00002 ebenfalls ein größerer Anteil einer glatten, von der Ablösung der Oxidschicht stammenden Oberfläche beobachtet werden konnte.

4.2.2 Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4

Abb. 4.23 zeigt Probe IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) in einer stereomikroskopischen Übersicht in 10facher Vergrößerung. Der helle, stark vom gewählten Korngrenzenätzmittel Alm 10 (H_2O , NaOH , Kaliumferrizyanid) angegriffene Bereich der Rührzone tritt deutlich hervor. Die Ursache dafür ist die geringe Korngröße und die damit vergrößerte Angriffsfläche der Korngrenzen durch das Ätzmittel, bewirkt durch die Verlängerung der Korngrenzen bzw. deren gestiegener prozentualer Anteil im Gefüge der Rührzone. In der Stoßebene der Überlappverbindung (in Abb. 4.23 rot gekennzeichnet) bleiben durch Kapillarwirkung Reste des Ätzmittels zurück und bewirken einen stärkeren Angriff der Oberfläche. Diese Bereiche werden für eine weitere Untersuchung verworfen. Der Übergang des Fügespalts zur Rührzone stellt bei Zug- und Ermüdungsproben eine Kerbe dar, die eine Spannungserhöhung am Kerbgrund bewirkt. Die Bleche sind im Bereich der FSW-Schweißung nicht durch den aufgetragenen Druck der Werkzeugschulter aufgebogen, da die Blechenden der Verbindung während des gesamten Prozesses vertikal durch Niederhalter fixiert sind.

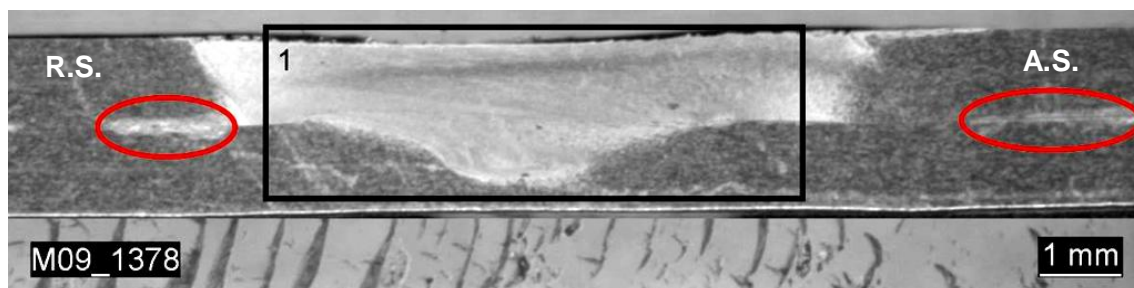


Abb. 4.23: Makroskopische Schliffübersicht Probe IMWF-33-00020

Eine detaillierte Ansicht des in Abb. 4.23 markierten Ausschnitts 1 ist in Abb. 4.24 dargestellt. Die über den gesamten Querschliff verteilten, als dunkle Partikel sichtbaren Mg_2Si -Ausscheidungen lösen sich, durch die niedrige wirkende Fügetemperatur (vgl. Abschnitt 4.6) bedingt, in der Rührzone nicht auf. Im Vergleich zum Grundwerkstoff verändert sich die Größe und Anzahl der Ausscheidungen kaum. Daher können FSW-Verbindungen aus warm-aushärtenden Aluminiumlegierungen mit den geeigneten Parametern ohne große Festigkeitsreduktion gegenüber dem Grundmaterial durch den ausbleibenden Verlust der Ausscheidungsverfestigung gefügt werden, was ein großer Vorteil gegenüber den Schmelzschweißverfahren ist. Aus demselben Schliffbild ist in der horizontalen Bildmitte ebenfalls der Verlauf der Oxidlinie zu erkennen, die durch das Rührreisschweißwerkzeug kaum verformt wird, d.h. eine Drehung um das Werkzeug durchführt und hinter dem Werkzeug in Form von kleinen Oxidpartikeln wieder in einer nahezu horizontalen Lage verbleibt.

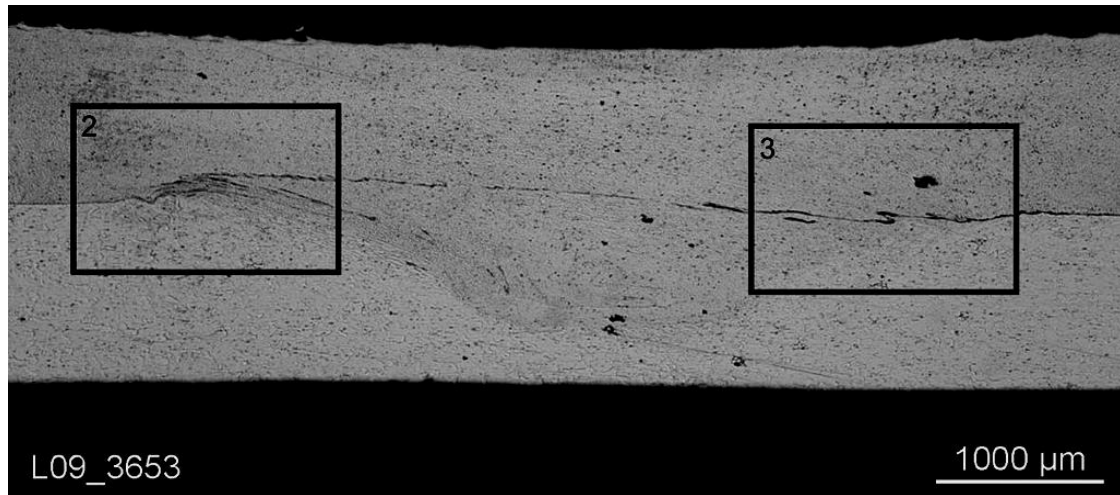
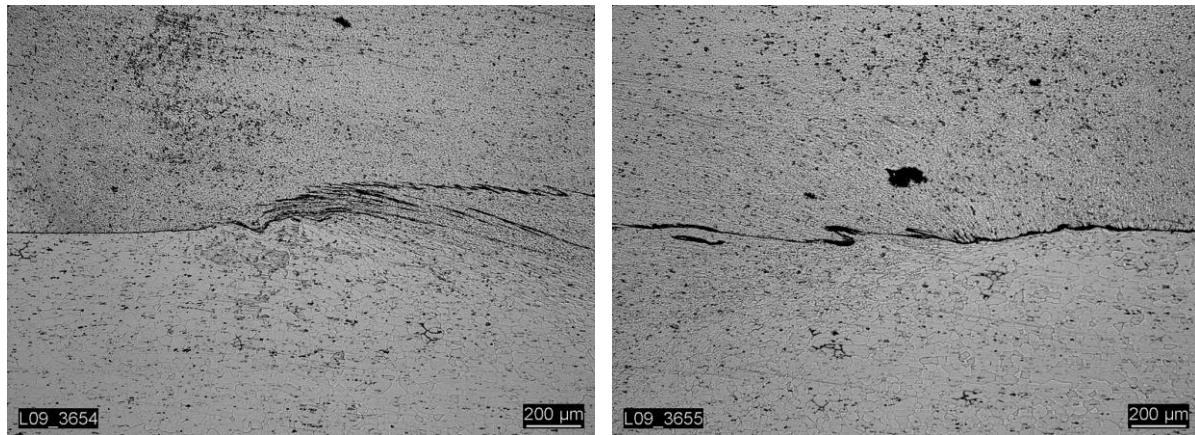


Abb. 4.24: Ausschnitt 1 (Vergrößerung 16x)

Die Auswahl einer höheren Vergrößerungsstufe ermöglicht eine Analyse der Bereiche des Übergangs der Oxidlinie von der ursprünglichen Lage links und rechts der Rührzone in den „verrührten“ Zustand. Den Ausgangszustand der Oxidschicht kennzeichnet die Oxidschicht-Phasengrenze des oberen und unteren Blechs in der Stoßebene des Überlappstoßes in der unverformten Struktur. Besonders ist hervorzuheben, dass die Korngröße der neu entstandenen Gefügestruktur des Werkstoffs wesentlich unter der Korngröße des Ausgangswerkstoffes liegt. Dieses Phänomen ist auf eine Rekristallisation d.h. die Neubildung der Körner nach Verformung und Wärmebehandlung zurückzuführen. (siehe z.B. [77]). Die Rekristallisation von Gefügen bezeichnet die Neubildung der Kornstruktur nach einer Glühbehandlung. Nach einer Verformung von Werkstoffen können durch eine gezielte thermische Behandlung Spannungen im Werkstoffinneren abgebaut werden. Die Korngröße des rekristallisierten Gefüges hängt dabei grundsätzlich von zwei Faktoren ab: der herrschenden Temperatur sowie der Zeit der Glühbehandlung. Grundsätzlich ist eine Rekristallisation ab Überschreiten der sog. Rekristallisationstemperatur T_R in Kombination mit einem kritischen Verformungsgrad (z.B. aus Kaltverformung) möglich. T_R wird in der Literatur mit $0,4 \cdot T_S$ in K (T_S : Schmelztemperatur) angegeben [39]. Für die vorliegenden Aluminiumlegierungen beträgt demnach die Rekristallisationstemperatur ca. $T_R=150^\circ\text{C}$, diverse Quellen geben die Rekristallisationstemperatur mit ca. $T_R=160^\circ\text{C}$ an (z.B. [78]). Die Rekristallisation ist ein thermisch aktivierter Vorgang, ihre Geschwindigkeit hängt exponentiell von der Temperatur ab. Die Kenntnis der Zusammenhänge der Rekristallisationstemperatur und der Dauer der Temperaturbehandlung ermöglicht es, gezielt die Korngröße von verformten Werkstoffen auf ein gewünschtes Maß zu verändern. Die feine Kornstruktur in der Rührzone der betrachteten FSW-Verbindungen entsteht durch die verrichtete Scherarbeit des Werkzeugs, sowie der eingebrachten Prozesswärme. Die ursprüngliche Gefügestruktur wird zerstört und die Körner stark verformt, wie es in der TMEZ erkennbar ist. Gleichzeitig wirkt die durch Schulter und Stift erzeugte Reibungswärme auf die spätere Rührzone. Je nach Höhe der erreichten Maximaltemperatur in Verbindung mit den aus den Prozessparametern resultierenden Verformungszuständen bilden sich in der Rührzone unterschiedlich große Körner aus.



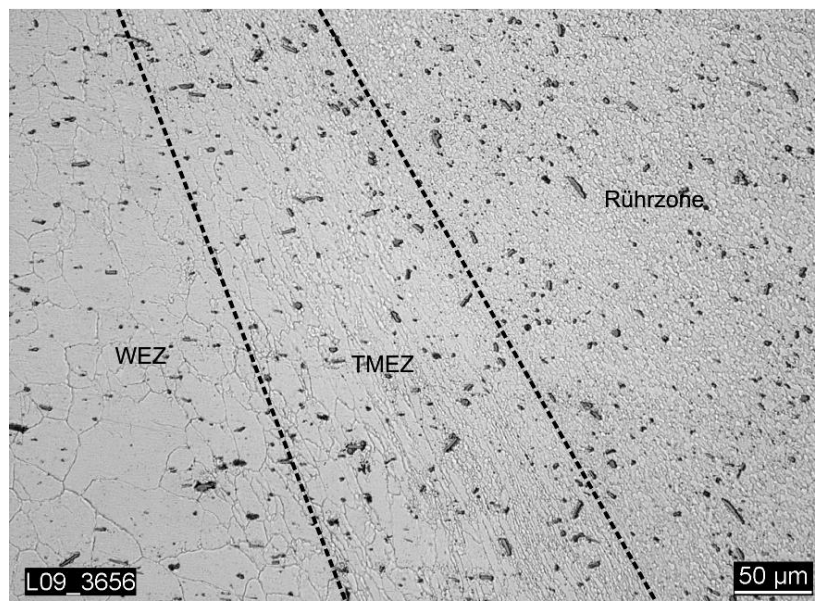
Ausschnitt 2

Ausschnitt 3

Abb. 4.25: Ausschnitte aus Abb. 4.24 (Vergrößerung 50x)

Teilweise sind in den Schlibfbildern dunkle Verfärbungen zu erkennen, diese werden durch ein Herauslösen von Korngruppierungen durch das Ätzmittel verursacht. **Abb. 4.25** zeigt zwei dieser Bereiche. Im linken Bild ist eine Häufung der Mg_2Si -Ausscheidungen am stark mechanisch verformten Übergangsbereich von TMEZ zu WEZ [79] zu erkennen.

Der in **Abb. 4.26** dargestellte Ausschnitt eines Querschliffs zeigt beispielhaft den Übergangsbereich zwischen WEZ-TMEZ und Rührzone. Auffällig sind die Abnahme der Korngrößen von der WEZ hin zur Rührzone sowie die Verformung der einzelnen Körner der TMEZ. Diese Verformung resultiert aus der Werkzeuggeometrie und den dadurch herrschenden Strömungsverhältnisse in der Rührzone.

**Abb. 4.26:** Bereich WEZ-TMEZ-Rührzone (Vergrößerung 200x)

Aus der Analyse des metallografischen Schliffs der Schweißverbindung IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$, **Abb. 4.27**) können die Ursachen der schlechteren mechanischen Eigenschaften der Verbindung bestimmt werden (vgl. Abschnitte 4.3.3 und 5.3). Das Gefüge scheint im Vergleich zur Verbindung IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) vergrößert zu sein. Allgemein konnte festgestellt werden, dass Verbindungen niedriger Überdeckungsgrade grundsätzlich durch ein sehr feinkörniges Gefüge gekennzeichnet

sind, während sich die Rührzonen der Schweißungen hoher Überdeckungsgrade durch ein orientiertes, verzerrtes Gefüge größerer Korndurchmesser auszeichnen. Ein solches Gefüge deutet auf eine unvollständige Rekristallisation des Gefüges hin [74]. Die vergrößerte Mikrostruktur könnte ebenfalls das Resultat eines Kornwachstums während der Rekristallisation (sog. Sekundäre Rekristallisation) sein [80]. Die Ursachen für das weitere Kornwachstum in der Rührzone der betrachteten Schweißverbindungen wären dabei zum einen die Temperaturen in der Rührzone, zum anderen die längere Einwirkung der Wärmequelle auf die Schweißstelle, die aus höheren Überdeckungsgraden resultiert. Da das rekristallisierende Gefüge stark verformt wurde, kann aufgrund der erhöhten Temperatur und Haltezeiten der gewählten Parameter ein kontinuierliches Kornwachstum erfolgen. Der Werkstoff gleicht durch das Kornwachstum die Verzerrungen aus, indem die Oberflächenenergie durch das Wachstum der Körner minimiert wird. Da der Zusammenhang zwischen Kornwachstum und Schweißparameterwahl bzw. der maximalen Fügtemperaturen noch nicht ausreichend untersucht wurde, sind obengenannte Ausführungen lediglich als denkbare Ursachen für die im Rahmen dieser Arbeit angetroffenen Gefüge zu betrachten. In Abb. 4.27 (Bereich zwischen Markierung 1/2), sowie den Ausschnitten in Abb. 4.28 ist erkennbar, dass die Körner in der Rührzone eine nahezu horizontale Ausrichtung aufweisen

Bei höherer Vergrößerung wird ersichtlich, dass sich die Form der Oxidschicht bei dieser Schweißverbindung deutlich gegenüber IMWF-33-00020 verändert hat. Die Oxidschicht ist in zwei Teile aufgerissen und läuft unter einem relativ kleinen Radius in das untere Blech. Aufgrund der schlechten statischen mechanischen Eigenschaften dieser Schweißverbindungen muss davon ausgegangen werden, dass die Form der Oxidschicht die Ursache für den Verlust der Festigkeitseigenschaften ist. In Abschnitt 4.4.2 wird diese Annahme durch die fraktografische Analyse bestätigt, im Bereich der lediglich kompaktierten Oxidpartikel besteht keinerlei Verschweißung der Oberflächen, sodass ein Ablösen der Bauteile unter Zugebeanspruchung zu einer extremen Dünnung des verbleibenden Blechquerschnitts des unten liegenden Fügepartners führt. In diversen Veröffentlichungen wie z.B. [81] und [82] wird eine ähnliche, als „hooking“ bezeichnete, Krümmung der Oxidschichtfragmente beschrieben.

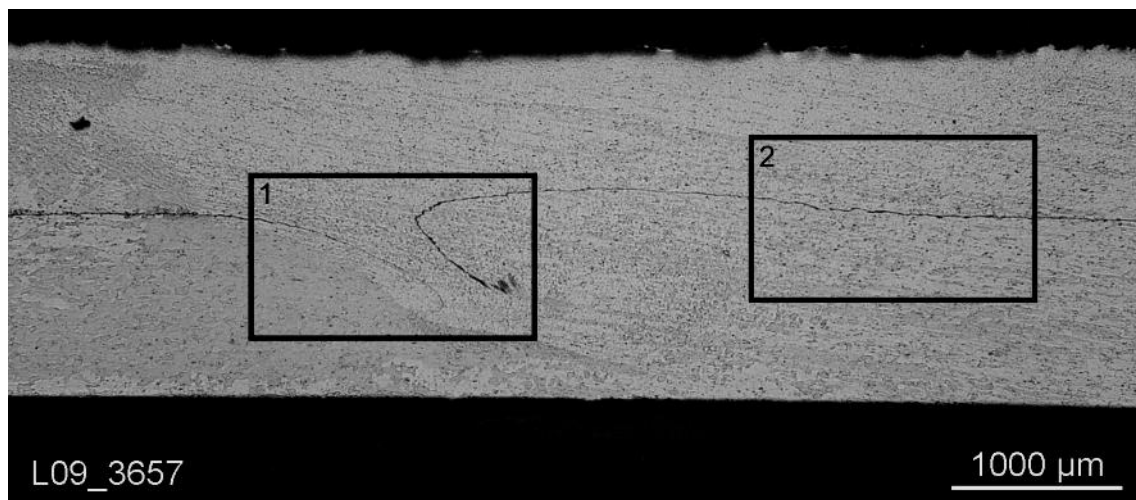
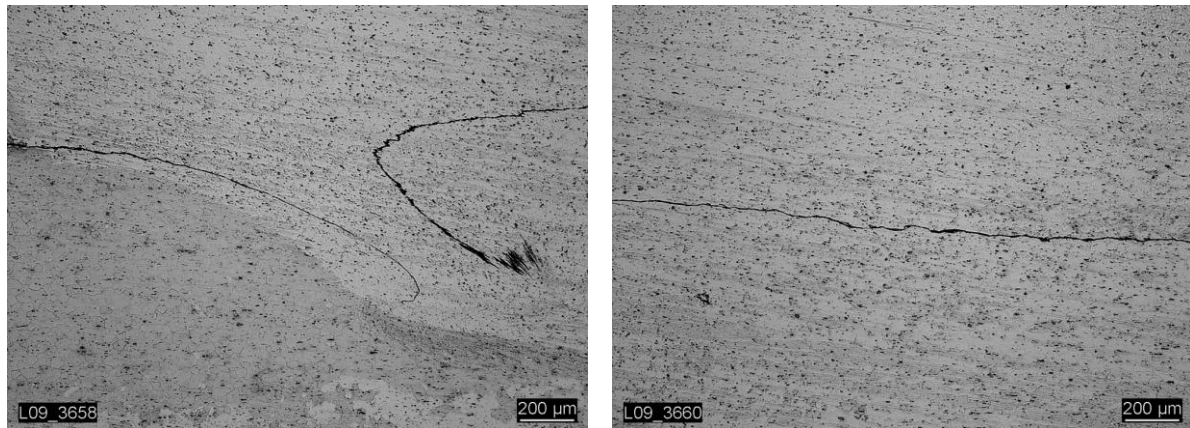


Abb. 4.27: Form und Lage der Oxidschicht (Vergrößerung 16x)

Die Vergrößerungen in Abb. 4.28 verdeutlichen die Ausrichtung der Körner sowie die gegenüber IMWF-33-00020 erhöhte Korngröße.



Ausschnitt 1

Ausschnitt 2

Abb. 4.28: Ausschnitte aus Abb. 4.27 (Vergrößerung 50x)

Abb. 4.29 zeigt, dass die Korngrößen der Rührzone sich nur unwesentlich von denen der TMEZ bzw. WEZ unterscheiden. Daher ist eine präzise Abgrenzung der einzelnen Bereiche im Gegensatz zur Mikrostruktur der Probe IMWF-33-00020 nicht möglich. Gut erkennbar zeichnet sich die scharfe Oxidlinie auf der linken Seite ab, während die rechte Seite aus mehreren schichtweise parallel angeordneten Oxidpartikeln zu bestehen scheint.

Die Festigkeit der Fügezone wird durch die Korngröße, sowie die Art und Verteilung der Ausscheidungen bestimmt. Die ursprüngliche Kornstruktur der Ausgangswerkstoffe wird durch den Schweißprozess rückgängig gemacht. Um eine mögliche Auflösung der Ausscheidungen zu verhindern, sowie eine zusätzliche Festigkeitssteigerung durch Kornverfeinerung zu erzielen, sollten für die untersuchte Legierung Schweißparameter niedriger Überdeckungsgrade wie z.B. IMWF-33-00020 gewählt werden, die ein optimales Gefüge ohne offensichtliche Schweißfehler im Nahtbereich erzeugen.



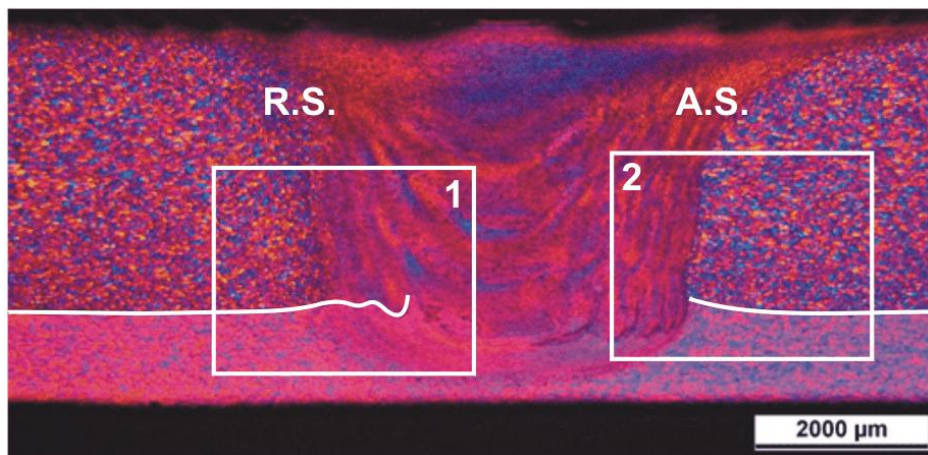
Abb. 4.29: Auslaufbereich der Oxidschicht im unteren Blech (Vergrößerung 200x)

Die Querschliffe der Proben aus IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) sowie IMWF-33-00033 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1500 \text{ mm/min}$) befinden sich im Anhang dieser Arbeit. Die Mikrostruktur der Probe IMWF-33-00033 entspricht bis auf eine Schlauchpore in etwa der

von IMWF-33-00020. Probe IMWF-33-00027 zeigt nahezu dasselbe Verhalten wie IMWF-33-00023. Durch die Analyse der Korngröße, sowie der Lage und Form der Oxidschicht ist im direkten Vergleich von Querschliffen daher eine qualitative Abschätzung der quasistatischen mechanischen Eigenschaften möglich. Dabei scheinen ungenügend zerteilte kompakte Oxidschichten einen besonders nachteiligen Einfluss auf das Verbindungsverhalten zu haben. Eine ungünstige Lage, wie am Beispiel der Verbindung IMWF-33-00023 ([Abb. 4.28](#)) gezeigt, verursacht eine Reduktion der Bauteilfestigkeit. Die Korngröße in der Rührzone gibt Hinweise auf die während des Schweißprozesses herrschenden Fügetemperaturen und demzufolge auf die eingebrachte Streckenenergie.

4.2.3 Überlapp-Mischverbindung EN AW-5454 O / EN AW-6016 T4

Die metallografischen Schliffe der Mischverbindung EN AW-5454/EN AW-6016 wurden ebenfalls unter Anwendung des anodischen Oxidationsverfahrens nach Barker angefertigt. [Abb. 4.30](#) zeigt eine Übersicht einer Schweißverbindung des Parametersatzes IMWF-13-00005 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$). Die unterschiedlichen Werkstoffe sind aufgrund ihrer Farbspektren (EN AW-5454 bläulich, EN AW-6016 rötlich) gut zu unterscheiden. Die Oxidschicht verläuft leicht gekrümmt in Richtung Rührzone, in der Rührzone verläuft sie in Wellenform, die Abstände der Wellen entsprechen der Zwiebelschalenstruktur der Rührzone. Es fällt auf, dass sich die Zwiebelschalenstruktur selbst durch die Oxidschicht hindurch in das unten liegende Blech aus EN AW-6016 fortsetzt.



[Abb. 4.30](#): Makroskopische Übersicht IMWF-13-00005

Zur eingehenden Untersuchung der Form und Lage der Oxidschicht wurden Detailaufnahmen auf beiden Seiten des Übergangsbereichs Grundwerkstoff/TMEZ/Rührzone angefertigt, siehe [Abb. 4.31](#). Die Wellenform der Oxidschicht ist besonders in Ausschnitt 1 gut zu erkennen. Die TMEZ ist auf der Retreating Side (R.S.) breiter als auf der Advancing Side (A.S.), der Übergang zum Grundwerkstoff bzw. zur WEZ ist dort sehr schmal ($<100 \mu\text{m}$). Die vergrößerte Darstellung zeigt ebenfalls, dass sich die Werkstoffe in ihrer Mikrostruktur deutlich voneinander unterscheiden. Während EN AW-6016 aus bis zu $100 \mu\text{m}$ großen, equiaxial geformten Körnern besteht, sind die Körner von EN AW-5454 aufgrund der durchgeführten festigkeitssteigernden Kaltverformung (Walzen) und dem anschließenden Weichglühen leicht gestreckt und durchschnittlich von geringerer Größe.

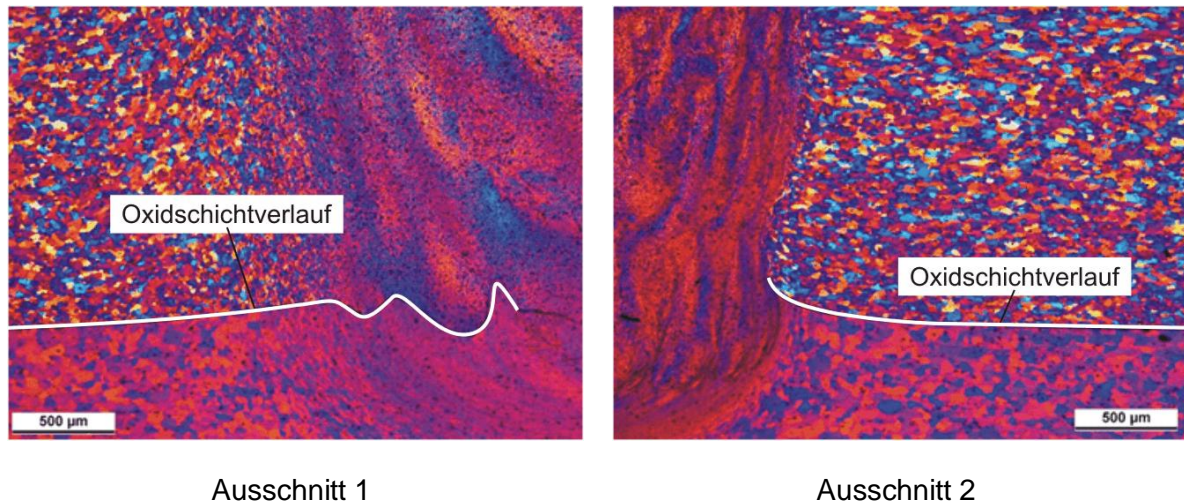


Abb. 4.31: Ausschnitte des Übergangsbereichs Grundwerkstoff/TMEZ/Rührzone

Die Struktur der Schweißverbindung des Parametersatzes IMWF-13-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) wurde mit dem Verfahren nach Barker sichtbar gemacht, siehe [Abb. 4.32](#). Die metallografische Übersichtsaufnahme der Schweißnaht zeigt erneut die typischen Merkmale einer FSW-Überlappmischverbindung aus EN AW-5454 und EN AW-6016: markante Unterschiede der Farbgebung durch das elektrolytische Beschichtungsverfahren, unterschiedliche Korngrößen der Grundwerkstoffe, eine Zwiebelnstruktur in der Rührzone sowie eine deutlich erkennbare Oxidschicht auf der Retreating Side. Bemerkenswert ist, dass die Oxidschicht in diesem Fall nicht wellenförmig, sondern beinahe gerade in die Rührzone hinein verläuft. Auf der Advancing Side dagegen läuft die Oxidschicht gekrümmt in das obere Blech aus, in der Rührzone sind unzusammenhängende Oxid-Fragmente zu erkennen.

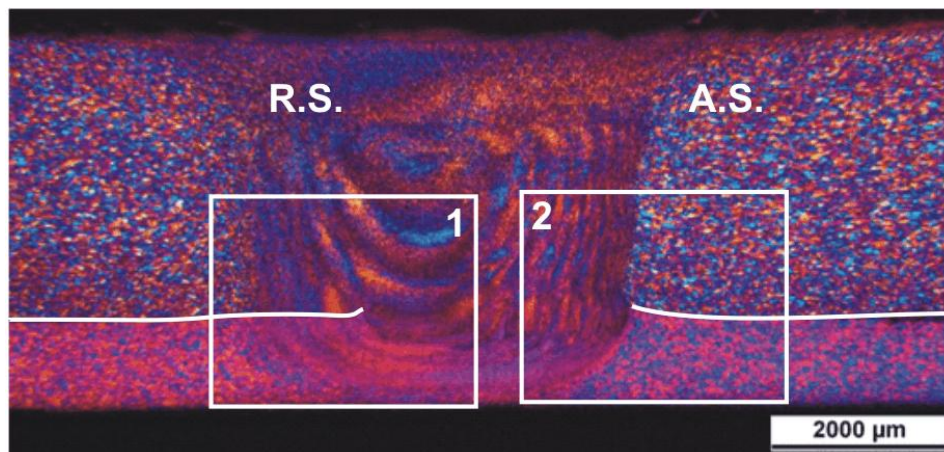


Abb. 4.32: Makroskopische Übersicht IMWF-13-00010

In höherer Vergrößerung ([Abb. 4.33](#)) sind die Einlaufbereiche der Oxidschicht auf Retreating Side und Advancing Side deutlicher zu erkennen. Die Zwiebelnstruktur dieser Probe ist deutlicher ausgeprägt als die der Probe des Parameters IMWF-13-00005, die Abstände zwischen den einzelnen Schichten sind geringer. Die feinere Schichtung ist auf den höheren Überdeckungsgrad zurückzuführen. Der Unterschied ist im Fall der hier metallografisch analysierten Proben besonders deutlich, da diese sich in den Schweißparametern zu Herstellung der Schweißverbindungen hinsichtlich der Überdeckungsgrade stark unterscheiden. (IMWF-

13-00005: $g_u=2$ 1/mm, IMWF-13-00010: $g_u=2,67$ 1/mm).

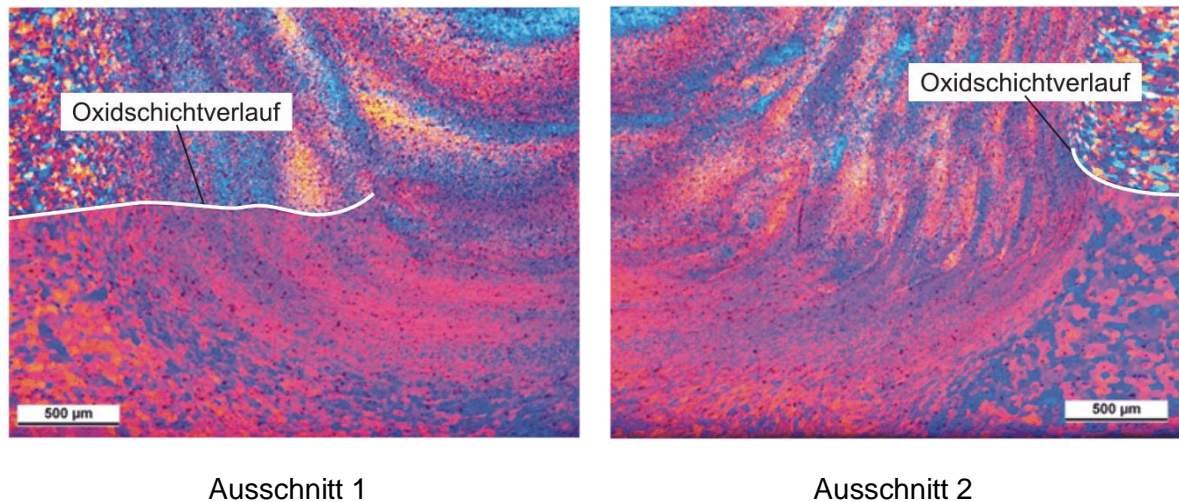


Abb. 4.33: Ausschnitte des Übergangsbereichs Grundwerkstoff/TMEZ/Rührzone

4.3 Prüfung der zyklischen Verbindungseigenschaften

4.3.1 Grundlagen Prüfung und Auswertung

Die Prüfung erfolgte aufgrund der für Blechbauteile dieser Dicke während des Betriebs real auftretenden Belastungen im Zug-Schwellbereich mit einem Spannungsverhältnis R von

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} = \frac{F_u}{F_o} = 0,1 \quad \text{Gl. 4.1}$$

Zur Ermittlung der Bauteil-Wöhlerkurven wurde das sog. „Perlschnurverfahren“, durchgeführt. In Vorversuchen werden sechs Lasthorizonte bestimmt, auf denen die Proben geprüft werden. Dabei werden die Prüflasten anhand einer iterativen Vorgehensweise für die Grenzlastspielzahlen ($N_B=20.000$ LW bzw. $N=2 \cdot 10^6$ LW) bestimmt. Auf drei Horizonten wird jeweils ein Versuch durchgeführt, auf den übrigen werden jeweils sechs bis zehn Schwingproben geprüft. Die benötigte Probenanzahl zur Erstellung der Wöhlerkurve ist in der jeweiligen Auswertung der Versuche angegeben. Die verwendeten Probengeometrien sind im Anhang, Abschnitt 8.2 bezeichnet und angegeben.

Die Prüfung der Schwingproben fand auf einer unwuchterregten Resonanzprüfmaschine vom Typ Sincotec Power Swingly 20 Mot statt. Um die Versuche durchzuführen, wurden experimentell bestimmte Lastvorgaben aus Vorversuchen verwendet. Ausgehend von der Anzahl der ertragenen Schwingspiele wurde die Lastamplitude erhöht bzw. reduziert, bis eine Bruchlastspielzahl von ca. $N_B=20.000$ Lastwechseln auftrat. Ausgehend von dieser Referenzlastamplitude wurden alle weiteren Lasthorizonte bestimmt, die zur Charakterisierung der zyklischen Verbindungseigenschaften herangezogen wurden.

Um ein Wöhlerdiagramm zu erstellen, wurde die Kraftamplitude auf den kleinsten Blechquerschnitt eines Fügepartners bezogen in eine Nennspannungsamplitude umgerechnet:

$$\sigma_o = \frac{F_o}{w \cdot \text{MIN}(t_{1,2})} \quad \text{Gl. 4.2}$$

$$\sigma_u = \frac{F_u}{w \cdot \text{MIN}(t_{1,2})} \quad \text{Gl. 4.3}$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \quad \text{Gl. 4.4}$$

Eine Wöhlerkurve wird stets als Geradengleichung in der Form

$$x = b - a \cdot y \quad \text{Gl. 4.5}$$

angeben. Die Bestimmung der Konstanten dieser Gerade erfolgte anhand ISO 12107 [52]. Die Konstanten a und b der Geradengleichung werden über den Ansatz

$$a = - \frac{\sum_{i=1}^n (\log_{10}(x_i) - \bar{x}) \cdot (\log_{10}(y_i) - \bar{y})}{\sum_{i=1}^n (\log_{10}(y_i) - \bar{y})^2} \quad \text{Gl. 4.6}$$

und

$$b = \bar{x} + a \cdot \bar{y} \quad \text{Gl. 4.7}$$

bestimmt, wobei die mittlere Schwingspielzahl bis zum Bruch

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log_{10}(x_i) \quad \text{Gl. 4.8}$$

und die mittlere Spannung

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log_{10}(y_i) \quad \text{Gl. 4.9}$$

entsprechen. Aus Gl. 4.5 folgt, nach y aufgelöst:

$$y = -\frac{b}{a} - \frac{x}{a} = c + m \cdot x \quad \text{Gl. 4.10}$$

Bei der Auswertung sind Durchläufer ($N_B > 2 \cdot 10^6$) sowie Proben mit extremen Abweichung vom Mittelwert der Lastwechselanzahl jedes Lasthorizonts nicht berücksichtigt. Die Standardabweichung der Lebensdauer wurde anhand

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - (b - a \cdot y_i))^2}{n - 2}} \quad \text{Gl. 4.11}$$

für alle mehrfach belegten Lasthorizonte berechnet.

4.3.2 Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O

Für diesen Verbindungstyp wurden zur Fertigung von Schwingproben die beiden Parametersätze höchster quasistatischer Verbindungsfestigkeit ausgewählt. Die Ergebnisse der Prüfung der Schwingproben sind als Bauteil-Wöhlerkurven in [Abb. 4.34](#) zusammengefasst. Die Spannungsamplituden liegen, verglichen mit den artgleichen Verbindungen des Werkstoffs EN AW-6016 ungefähr auf dem Niveau der Verbindungen 33-00023 und 33-00027, siehe Abschnitt 4.3.3. Dabei weisen die Verbindungen des Typs EN AW-5454/ EN AW-5454 keine Fehler auf und besitzen eine hohe quasistatische Bauteilfestigkeit. Die Ursache der niedrigen zyklischen Verbindungsfestigkeit ist ein, von der scharfen Kerbe in der Stoßebene begünstigter Anriss, der schließlich zum Versagen der Proben führt. Aufgrund der Probendicke von $a=3,5$ mm ist das resultierende Biegemoment und somit die wirkende Spannung im Bereich

der Kerbe im Vergleich zu Verbindungen dünner Bleche vergrößert.

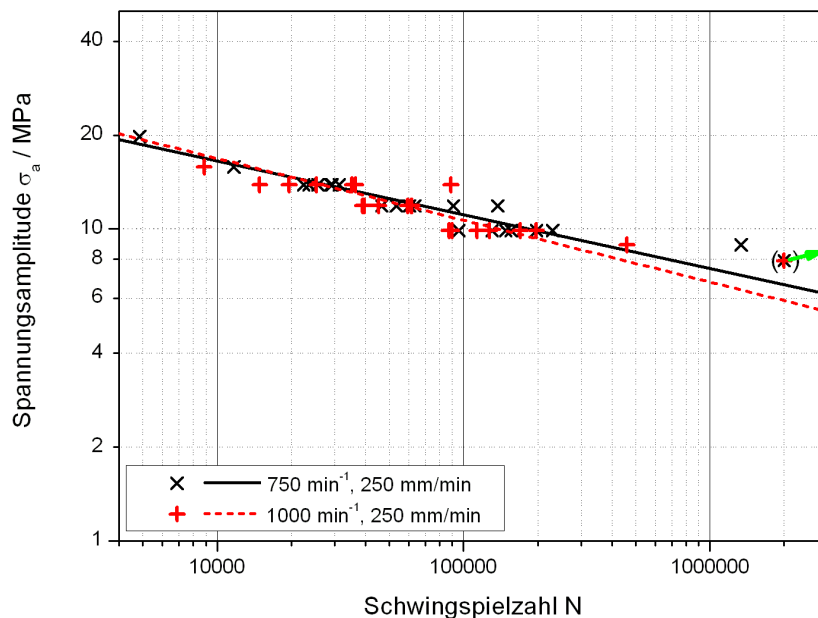


Abb. 4.34: Bauteil-Wöhlerkurven der Verbindungskonfiguration AW-5454/AW-5454

Die Prüfparameter und ertragbaren Schwingspielzahlen sind im Anhang 8.5.2, Tab. 51 und Tab. 52 angegeben. Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse der einzelnen Versuche ist in Tab. 17 eine Übersicht der berechneten Koeffizienten der Regressionsgeraden gegeben.

Tab. 17: Koeffizienten der berechneten Regressionsgeraden (Gl. 4.10)

Schweißverbindung	c / MPa	m
11-00001 (n=750 min ⁻¹ , v _x =250 mm/min)	80,39	-0,67
11-00002 (n=1000 min ⁻¹ , v _x =250 mm/min)	104,53	-0,63

Tab. 18 fasst die Daten mehrfach mit Proben belegter Lasthorizonte mit Angabe der Oberlast F_o / N, der nach [53] berechneten Standardabweichung s (log10) sowie der mittleren Lastwechselzahl bis zum Versagen der Proben zusammen.

Tab. 18: Nach [53] berechnete Standardabweichung s für IMWF-11-00001/-00002

Schweißverbindung	F _o / N	s	N _B
11-00001 (n=750 min ⁻¹ , v _x =250 mm/min)	1400	0,06	26.855
	1200	0,19	75.318
	1000	0,15	159.748
11-00002 (n=1000 min ⁻¹ , v _x =250 mm/min)	1400	0,3	36.722
	1200	0,11	50.944
	1000	0,16	130.793

4.3.3 Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4 (t₆₀₁₆=1,1 mm)

Zur Überprüfung der Wahl der quasistatischen Verbindungsfestigkeit als Auswahlkriterium zur Abschätzung der zyklischen Verbindungseigenschaften wurden Proben hoher und niedriger quasistatischer Festigkeit hergestellt und geprüft. Aufgrund der Probengeometrie (siehe Abschnitt 5.2 und 5.4) ergaben sich zur Prüfung des Low-Cycle-Fatigue(LCF)-Bereichs relativ niedrige Prüflasten (Oberlast 350<F_o<1200 N). Die während der Durchführung der meta-

lografischen Analyse von Querschliffen (siehe Anhang, Abschnitt 8.3) festgestellten Schlauchporen im unteren Rührzonenbereich, sowie die Form und Lage der Oxidschicht führten zu einem zusätzlichen Festigkeitsabfall bei zyklischer Beanspruchung. Da während der quasistatischen Prüfung keine hohlraumverursachte Reduktion der Festigkeitswerte festgestellt werden konnte, wird angenommen, dass es sich nicht um eine durchgängige Schlauchpore, sondern um ein Hohlraumnetzwerk handelt. Da Schwingbrüche zumeist an Oberflächen initiieren, wirken sich Hohlräume nachteilig auf das zyklische Probenverhalten aus.

Die übrigen geprüften Schwingproben der artgleichen Verbindungen aus EN AW-6016 zeigten das nach quasistatischer Prüfung erwartete zyklische Verhalten. Die Ergebnisse der Prüfung sind in [Abb. 4.35](#) zusammengefasst. Es wurde festgestellt, dass eine hohe quasistatische Verbindungsfestigkeit (unter Ausschluss von fehlerbehafteten Schweißverbindungen wie oben beschrieben), in einer erhöhten ertragbaren Spannungsamplitude im LCF-Bereich niedriger Lastwechselzahlen resultiert. Im Bereich von $N=2 \cdot 10^6$ LW nähern sich die Schwingspielzahlen bis zum Bruch der Proben bei gleicher Spannungsamplitude an. Dieses Verhalten ist vor allem auf die Art des Versagens im Bereich niedriger Lastwechselzahlen durch das plötzliche Auftrennen der Proben entlang eingeschlossener Nahtfehler zurückzuführen, das durch die reduzierte Biegebeanspruchung bei niedrigen Lastamplituden verzögert wird.

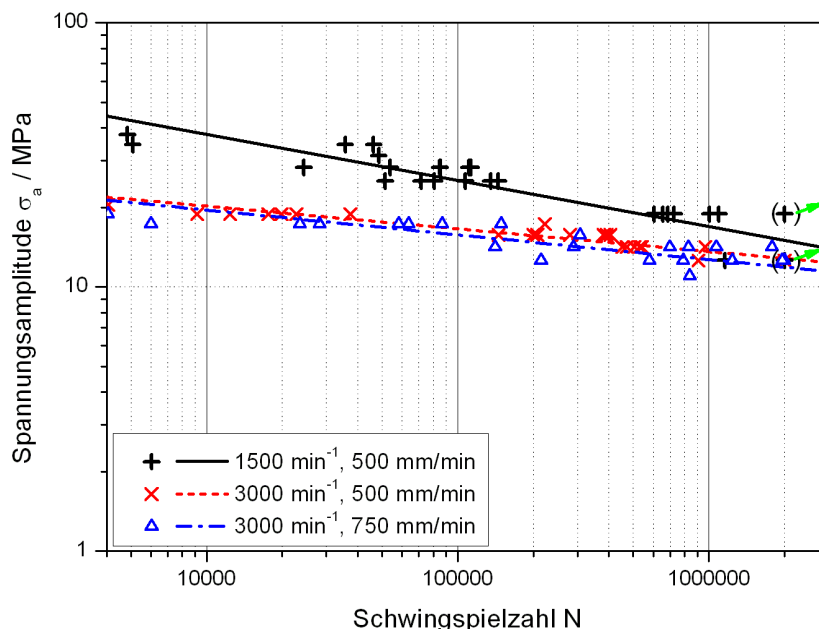


Abb. 4.35: Bauteil-Wöhlerkurven der Verbindungskonfiguration AW-6016/AW-6016

Der Ort des Versagens für alle geprüften Proben jedes Schweißparameters sowie Prüflast und Lastwechselzahl bis zum Bruch der Probe sind dem Anhang, [Tab. 53](#) bis [Tab. 55](#) zu entnehmen. Die Angabe der Art des Versagens entspricht den in [Abb. 4.36](#) schematisch dargestellten Bruchverläufen. Es traten drei verschiedene Versagensarten der Verbindungen auf: B.o.: Bruch des oben liegenden Bleches, S.E.: Trennung in der Stoßebene der Überlappverbindung sowie B.u.: Bruch des unten liegenden Bleches. Am häufigsten trat ein Bruch des unten liegenden Bleches auf. Ein Versagen ging stets von der Kerbe in der Stoßebene aus. Ursache ist die aus der Blechverformung resultierende Biegebeanspruchung der Probe, sowie die scharfe Kerbe zwischen den Blechen am Übergang Rührzone/freie Überlapplänge und eventuelle Oxidschichteinflüsse (vgl. Abschnitt 2).

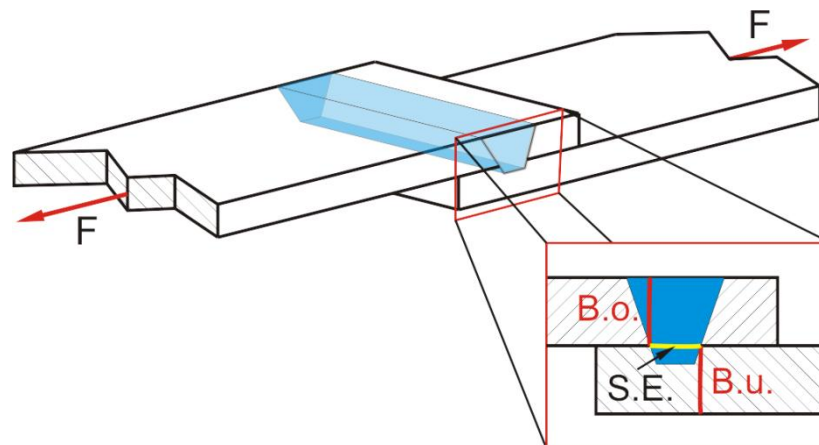


Abb. 4.36: Schematische Darstellung der aufgetretenen Bruchverläufe während der zyklischen Bauteilprüfung

Bei der Prüfung der Proben des Parametersatzes IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) versagte ein Teil der Proben in der Stoßebene des Überlappstoßes, dieses Versagen geht auf die parameterspezifische Form und Lage der Oxidschicht zurück, die im Falle dieser Verbindung eine horizontale Ausrichtung besitzt (siehe Abschnitt 4.2.2). Die Prüfung der Verbindungen der Parameter -00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) und -00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) wurde vom Versagen des unteren Bleches dominiert, hier ist ebenfalls der Einfluss der Form der Oxidschicht zu erkennen, da diese durch den Prozess in eine belastungsmäßig ungünstige gekrümmte Lage verschoben wurde, vgl. Abschnitt 4.2.2. Grundsätzlich war eine Identifikation des Schwingerissenausgangs nur nachträglich anhand fraktografischer Aufnahmen möglich, da die Rissinitiation zwischen den Blechen stattfand, sowie ein Versagen der Probe innerhalb einiger weniger Lastwechsel erfolgte.

Tab. 19 gibt die nach Gl. 4.10 berechneten Gleichungskoeffizienten der Regressionsgeraden aller durchgeführten Schwingversuche an Proben des Verbindungstyps AW-6016/AW-6016 an. Die Probenparameter und Schwingspielzahlen bis zum Bruch können dem Anhang 8.5, Tab. 53-Tab. 55, entnommen werden.

Tab. 19: Koeffizienten der berechneten Regressionsgeraden (Gl. 4.10)

Schweißverbindung	c / MPa	m
33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)	188,11	-0,67
33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)	44,56	-0,82
33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$)	47,32	-0,80

Tab. 20 gibt die Daten mehrfach mit Proben belegter Lasthorizonte mit Angabe der Oberlast F_o / N , der nach ISO 12107 [52] berechneten Standardabweichung s (\log_{10}) sowie der mittleren Lastwechselzahl bis zum Versagen der Proben wieder. Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass Verbindungen des Typs AW-6016 T4/AW-6016 T4 hoher quasistatischer Verbindungsfestigkeit höhere ertragbare Schwingspielzahlen auf einem gleichen Lasthorizont im LCF-Bereich aufweisen als Verbindungen niedrigerer quasistatischer Verbindungsfestigkeit. Im Bereich $N=2 \cdot 10^6$ LW nimmt die Biegebeanspruchung des Bauteils aufgrund der reduzierten Biegebelastung ab. Die ertragbaren Schwingspielzahlen von Bauteilen, die fehlerbehaftet sind (hier: Form der Oxidschicht), steigen, die Wöhlerkurven optimierter und fehlerbehafteter Schweißverbindungen nähern sich an.

Tab. 20: Nach [52] berechnete Standardabweichung s für IMWF-33-00020/-00023/-00027

Schweißverbindung	Fo / N	s	N _B
33-00020 (n=1500 min ⁻¹ , v _x =500 mm/min)	900	0,63	78.703
	800	0,28	98.522
	600	0,15	795.796
33-00023 (n=3000 min ⁻¹ , v _x =500 mm/min)	600	0,24	19.857
	500	0,19	310.716
	450	0,14	578.012
33-00027 (n=3000 min ⁻¹ , v _x =750 mm/min)	550	0,5	68.202
	450	0,45	802.312
	400	0,42	956.343

4.3.4 Überlapp-Mischverbindung EN AW-5454 O (t₅₄₅₄=3,5 mm) / EN AW-6016 T4 (t₆₀₁₆=1,1 mm)

Die Prüfung der zyklischen Verbindungseigenschaften der Mischverbindungen AW-5454/AW6016 erfolgte analog zur Prüfung der vorangegangenen Abschnitte. Die Ergebnisse sind als Bauteil-Wöhlerkurven in Abb. 4.37 dargestellt. Bemerkenswert im Vergleich zu den Ergebnissen der gleichartigen Al-Überlappverbindungen, insbesondere der Verbindung AW-5454/AW-5454, ist die Höhe der Beanspruchung bei gleichen Schwingspielzahlen. Trotz Biegebeanspruchung der Probe wird ein sehr hohes Lastniveau erreicht. Im Bereich $40 < \sigma_a < 70$ MPa liegen die ertragbaren Schwingspielzahlen bis zum Bruch der Proben des Schweißparameters IMWF-13-00010 (n=2000 min⁻¹, v_x=750 mm/min) oberhalb derer von IMWF-13-00005 (n=1000 min⁻¹, v_x=500 mm/min). Im Bereich niedrigerer Spannungsamplituden schneiden sich die Wöhlerkurven bei ca. N_B=300.000. Ab einer Spannungsamplitude von etwa $\sigma_a=25$ MPa wird die Grenze $N=2 \cdot 10^6$ LW erreicht. Tab. 56 und Tab. 57 im Anhang 8.5 geben die zur Erstellung von Abb. 4.37 verwendeten Prüfparameter sowie die Schwingspielzahlen der einzelnen Proben an.

Tab. 21 gibt die Koeffizienten der Geradengleichung aller Bauteil-Wöhlerkurven der Al-Al Mischverbindungen wieder.

Tab. 21: Koeffizienten der berechneten Regressionsgeraden (Gl. 4.10)

Schweißverbindung	c / MPa	m
13-00005 (n=1000 min ⁻¹ , v _x =500 mm/min)	378,60	-0,67
13-00010 (n=2000 min ⁻¹ , v _x =500 mm/min)	590,86	-0,62

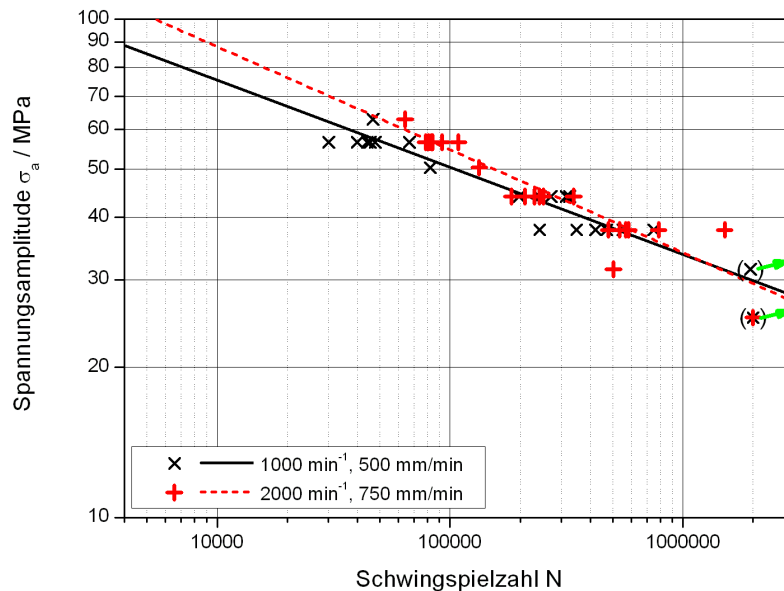


Abb. 4.37: Bauteil-Wöhlerkurven der Verbindungskonfiguration AW-5454/AW-6016

Tab. 22 gibt als Übersicht die Daten mehrfach mit Proben belegter Lasthorizonte mit Angabe der Oberlast F_o / N , der nach [52] berechneten Standardabweichung s (log10) sowie der mittleren Lastwechselzahl bis zum Versagen der Proben an.

Tab. 22: Nach [52] berechnete Standardabweichung s für IMWF-13-00005/-00010

Schweißverbindung	F_o / N	s	N_B
13-00005 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)	1800	0,12	45.743
	1400	0,09	265.678
	1200	0,19	464.454
13-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)	1800	0,06	87.837
	1400	0,1	242.547
	1200	0,21	743.415

4.3.5 Artgleiche Stumpfstoßverbindungen

Zur Einordnung der in den vorangegangenen Abschnitten angegebenen Nennspannungen werden im Folgenden die Ergebnisse der zyklischen Prüfung der artgleichen Stumpfstoßverbindungen mit den zyklischen Verbindungseigenschaften der festigkeitsmäßig optimierten artgleichen Überlappverbindungen verglichen.

Die Versuche zur Ermittlung der Bauteilwöhlerkurven der ausgesuchten Stumpfstoßverbindungen wurden ohne Mehrfachbelegung von Lasthorizonten durchgeführt, daher ist die Auswertung auf die Bestimmung der Ausgleichgeraden beschränkt. Die Probengeometrie ist dem Anhang 8.2.4 zu entnehmen.

Am Vergleich der Wöhlerkurven der artgleichen Verbindungen EN AW-5454 O ($t=3,5 \text{ mm}$), siehe Abb. 4.38, wird die Problematik des nennspannungsbasierten Vergleichs von Verbindungseigenschaften verdeutlicht. Die Wöhlerkurve der Stumpfstoßverbindung scheint um den Faktor 6 zu höheren Spannungen hin verschoben, real liegen die ertragenen Spannungen in einer Überlappverbindung über den Nennspannungswerten. Eine Bewertung der Überlappverbindung hinsichtlich der Qualität der Schweißverbindung ist im Rahmen eines solchen Vergleichs daher nicht möglich, eine Bestimmung der real wirkenden Spannung er-

möglichst verlässliche Aussagen über die zyklischen Verbindungseigenschaften. Allgemein kann jedoch ausgesagt werden, dass die Wöhlerproben der Stumpfstoßverbindung aus EN AW-5454 O sehr gute zyklische Eigenschaften besitzen. Auf eine Möglichkeit der rechnerischen Korrektur der Prüfergebnisse der Überlappverbindungen wird ausführlich in Abschnitt 5.4 eingegangen.

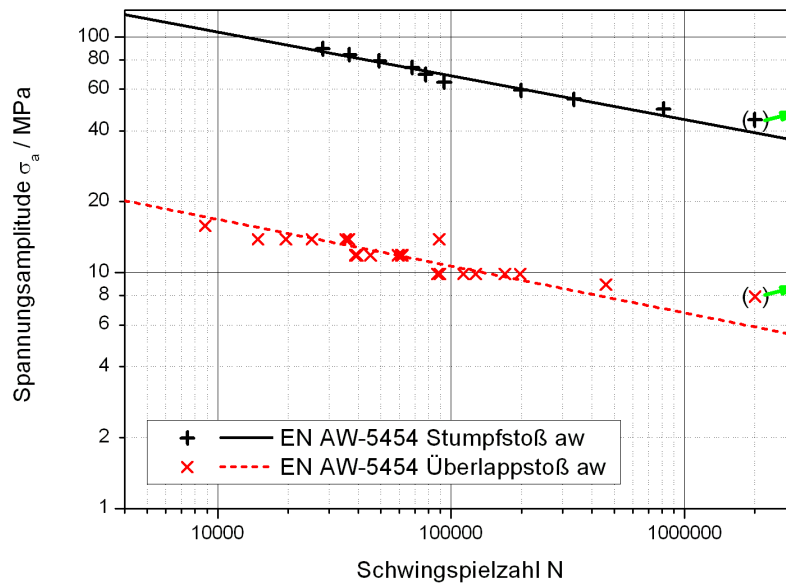


Abb. 4.38: Vergleich der Nennspannungs-Bauteilwöhlerkurven Stumpfstoß-Überlappstoß EN AW-5454 O

Die Ergebnisse der zyklischen Prüfung der Stumpfstoßverbindung aus EN AW-6016 T4 sind in [Abb. 4.39](#) dargestellt. Der Versatz der Wöhlerkurven aufgrund der nennspannungsbasierten Auftragung ist ebenfalls stark ausgeprägt, jedoch im Vergleich zu den Verbindungen aus EN AW-5454 reduziert. Der direkte Vergleich der Stumpfstoßverbindungen zeigt, dass die Bauteilwöhlerkurven nahezu identisch auf hohem Nennspannungsniveau liegen.

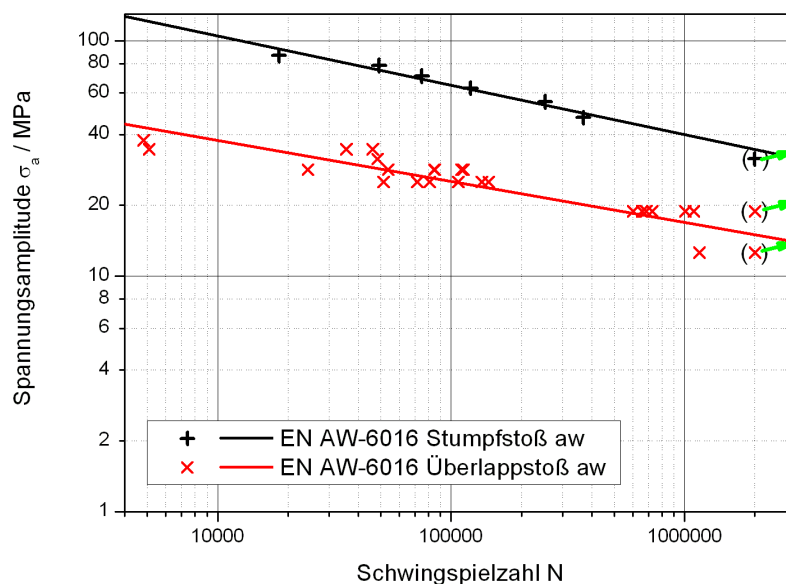


Abb. 4.39: Vergleich der Bauteilwöhlerkurve Stumpfstoß-Überlappstoß EN AW-6016 T4

Die nach [52] berechneten Koeffizienten der Regressionsgeraden der geprüften Stumpfstoßverbindungen sind in [Tab. 23](#) angegeben. In Abschnitt 5.4 erfolgt eine Spannungskorrektur

tur anhand der in Abschnitt 4.3 geprüften Überlapp- und Stumpfstoßverbindungen sowie eine Diskussion möglicher Einflussfaktoren auf das zyklische Verbindungs- und Versagensverhalten.

Tab. 23: Koeffizienten der berechneten Regressionsgeraden (Gl. 4.10)

Schweißverbindung	c / MPa	m
Stumpfstoß EN AW-5454 O	583,3	-0,65
Stumpfstoß EN AW-6016 T4	726,1	-0,62

4.4 Fraktografische Analyse ausgewählter Verbindungen

Zur Untersuchung der Bruchflächen von Schwingproben wurden rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen angefertigt. Es wurde jeweils die Seite der Proben betrachtet, auf der das Versagen eintrat. Eine Ausnahme bildet die Mischverbindung des Schweißparametersatzes IMWF-13-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$), da bei deren Prüfung jeweils ein Anriss im dünnen und im dicken Blech auftrat, die Probe versagte anschließend auf der dünnen Seite. Zur Betrachtung der Anrissoberfläche des dicken (oben liegenden) Blechs wurde die Probe aufgebrochen.

4.4.1 Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O

Die Untersuchung von Bruchflächen der artgleichen Verbindungskonfiguration AW-5454/AW-5454 erfolgte an jeweils einer der Proben aus den Verbindungen, die zur Erstellung der Wöhlerkurven in Abschnitt 4.3.2 geprüft wurden. Im Folgenden werden die Bruchflächen zweier Schwingproben vorgestellt und beschrieben, die bei $N_B=24.621 \text{ LW}$ (IMWF-11-00001, $n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) bzw. $N_B=26.370 \text{ LW}$ (IMWF-11-00002, $n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) versagten.

Abb. 4.40 zeigt die makroskopische Übersicht der Probe des Schweißparameters IMWF-11-00001. Die Teilbereiche des Schwingbruchs (glatte Oberflächenstruktur) sowie des Restbruchs (raue und wabenförmige Oberfläche) sind deutlich zu unterscheiden. Es ist zu erkennen, dass an der Probenoberkante (dem Ort der Rissinitiierung) eine leichte Krümmung der Oxidschicht vorliegt. Der Bereich der ehemaligen Blechoberfläche und deren Oxidschicht tritt als weiße Fläche hervor. Im unteren Bereich sind die Bearbeitungsriefen des Werkzeugs deutlich zu erkennen.

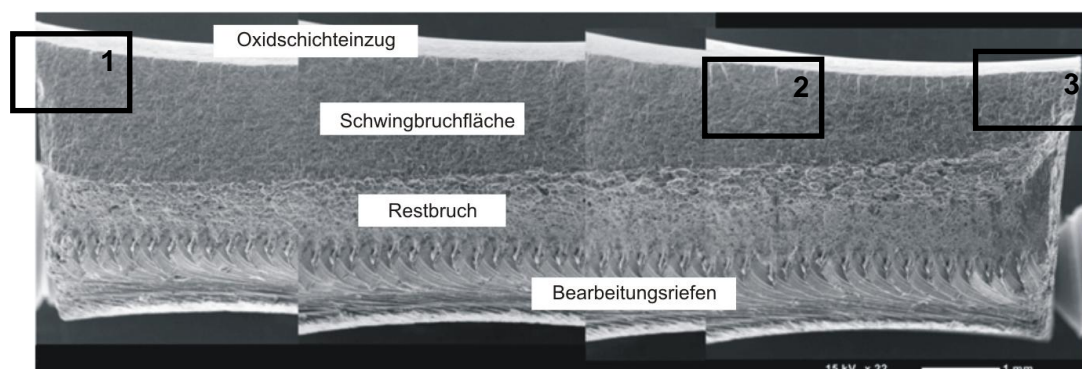


Abb. 4.40: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-11-00001 ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

Abb. 4.41 zeigt die in Abb. 4.40 markierten Bereiche in einer höheren Vergrößerungsstufe. Die Bereiche der Schwingrissinitiierung sind an der Oberflächenstruktur identifizierbar und sind häufig mit treppenstufenartigen Absätzen verbunden, siehe Ausschnitte 1 und 2. In Ausschnitt 3 ist der Übergang des Schwingbruchs zur Restbruchfläche am rechten Bildrand zu sehen, die Oberflächenstruktur wird zunehmend gröber, was auf eine höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeit hindeutet (Rissfortschritt in Pfeilrichtung).

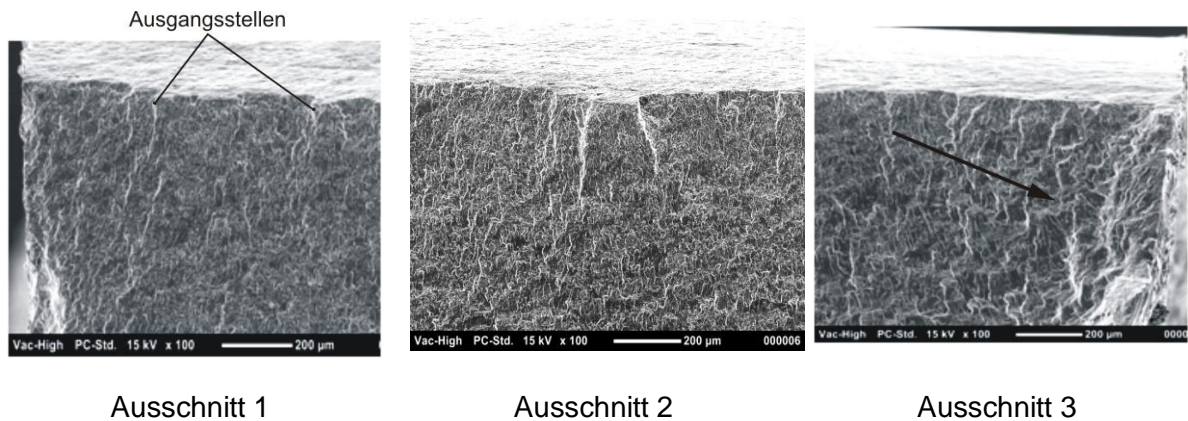


Abb. 4.41: Ausschnitte aus Abb. 4.40

Prinzipiell gleicht die Bruchfläche der Probe des Schweißparametersatzes IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) der im Vorangegangenen analysierten Verbindung. Die Übersicht in Abb. 4.42 zeigt, dass ein leicht verstärkter Einzug der Oxidschicht stattfindet. Die Front des Schwingbruchs verläuft im Gegensatz zur Probe IMWF-11-00001 nahezu parallel zur Probenbreite, was eine bessere Ausnutzung des Werkstoffs und somit in einer leicht erhöhten Schwingspielzahl resultiert.

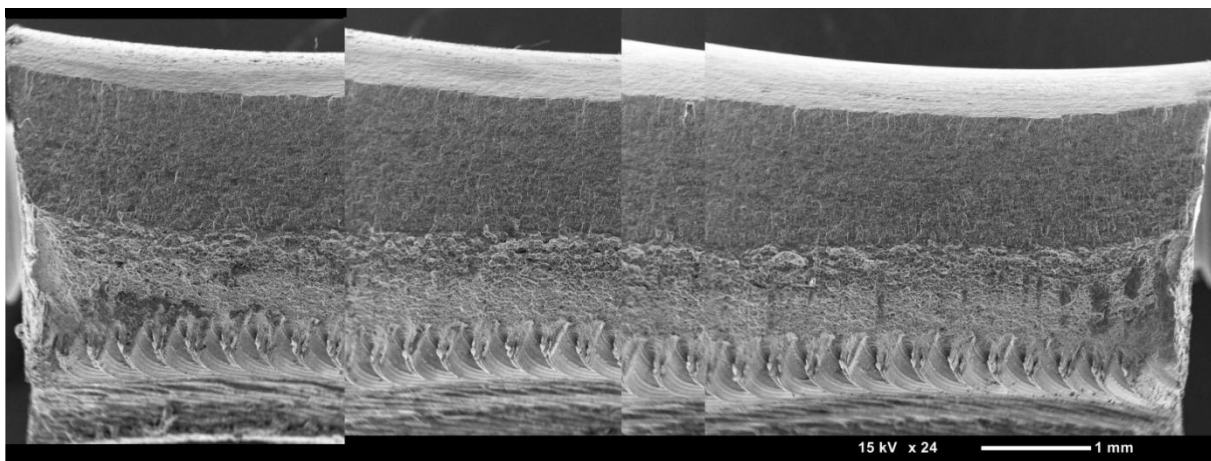


Abb. 4.42: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

4.4.2 Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4

Der Einfluss der Schweißparameter auf die statischen und zyklischen Festigkeitseigenschaften von FSW-Verbindungen wird besonders am Beispiel der im Folgenden vorgestellten Verbindungen der Schweißparameter IMWF-33-00020 (gute quasistatische Verbindungseigenschaften, $n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) und IMWF-33-00023 (reduzierte quasistatische Verbindungseigenschaften, $n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) deutlich. Die abgebildeten Proben versagten bei $N_B=12820$ (-00020) respektive $N_B=4671$ (-00023) Lastwechseln.

Abb. 4.43 zeigt eine Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche der Probe IMWF-33-00020 (Vergrößerungsfaktor 27).

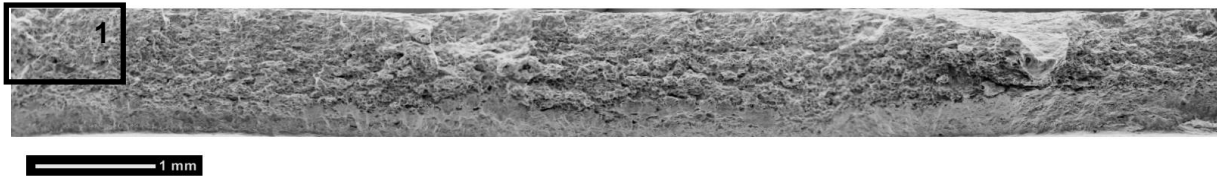
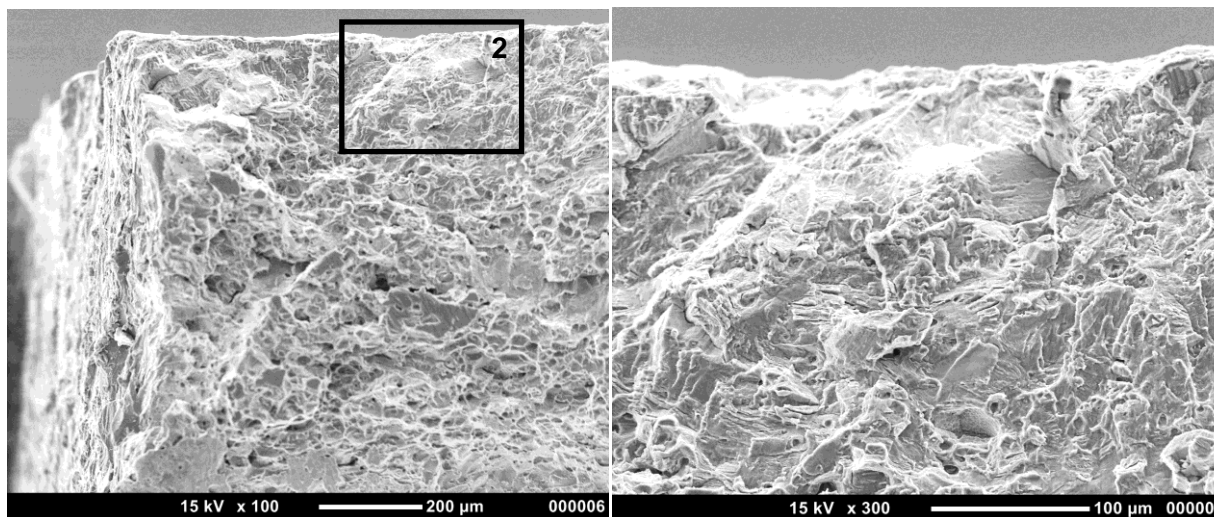


Abb. 4.43: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Die in Abb. 4.43 dargestellte Bruchoberfläche lässt sich in zwei Bereiche aufteilen, den in der Abbildung oben befindlichen Schwingbruch (siehe auch Ausschnitt 1), sowie die unterhalb der Probenmitte anschließende Restbruchfläche. In einer höheren Vergrößerungsstufe kann anhand der Ausschnitte 1 und 2 (siehe Abb. 4.44) eine von mehreren vermuteten, über die gesamte Probenbreite verteilten, Ausgangsstellen für den Schwingungsbruch analysiert werden.

Hierbei wird aufgrund der Poren auf der Bruchoberfläche deutlich, dass ein duktiles Versagen erfolgte, die Oberfläche erscheint im Gegensatz zur Schwingungsbruchoberfläche in Ausschnitt 2 sehr rau. In Ausschnitt 2 sind einzelne glatte Oberflächen im oberen Bildbereich zu erkennen, an dieser Stelle wird eine Initiierung des Schwingungsrisse vermutet. Da die Probenoberfläche keine eindeutige Aussage über die Anzahl der Bruchausgangsstellen zulässt, wurde eine weitere Untersuchung einer Probe desselben Schweißparameters höherer Bruchspielzahl ($N_B=1.100.000 \text{ LW}$) untersucht. Abb. 4.45 zeigt eine Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche dieser Probe.



Ausschnitt 1

Ausschnitt 2

Abb. 4.44: Ausschnitte aus Abb. 4.43

Wie in Abb. 4.45 zu erkennen, unterscheidet sich die Schwingbruchflächen makroskopisch deutlich von allen betrachteten Proben niedriger Lastwechselzahlen. Die Probe besitzt aufgrund der höheren Schwingspielzahl bis zum Versagen ein für einen Schwingbruch typisches Aussehen. Die Bruchfläche kann optisch in Schwingbruchfläche (glatt) und Restbruch (rau) unterschieden werden. Durch den Verlauf der Rissfront kann eine ausschließlich von den Probenkanten ausgehende Rissinitiierung ausgeschlossen werden.

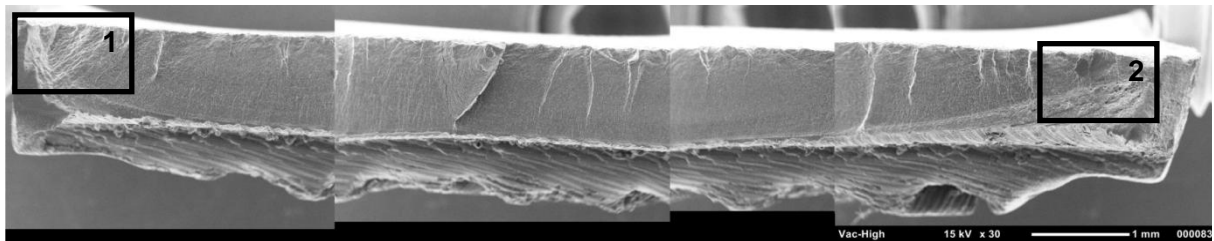
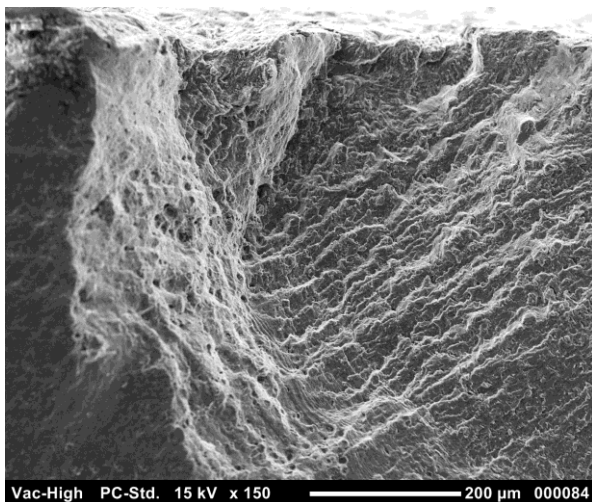
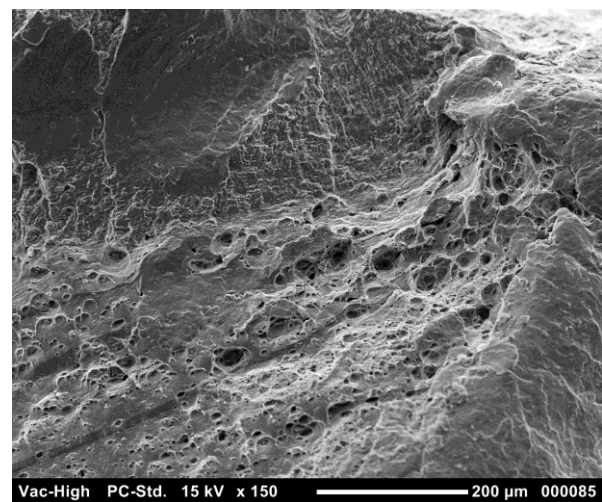


Abb. 4.45: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Abb. 4.46 zeigt vergrößerte Ausschnitte der markierten Bereiche in **Abb. 4.45**. Ausschnitt 1 zeigt einen Bereich, in dem eine Rissinitiierung vermutet wird. Deutlich sind treppenstufenartige Absätze zu erkennen, die sich während des fortschreitenden Risswachstums bilden. Ausschnitt 2 zeigt den Übergangsbereich der Schwingbruchfläche zur vermuteten Restbruchfläche am rechten Probenrand. Der Übergang zu einer bereichsweise wabenartigen Struktur der Oberfläche ist gut zu erkennen. Dazwischen liegen Felder mit sehr glatter Oberfläche, die vermutlich durch Kollisionen mit der Gegenseite aufgrund der Probenbewegung eingeebnet wurden.



Ausschnitt 1



Ausschnitt 2

Abb. 4.46: Ausschnitte aus **Abb. 4.45**

Um die Ursachen der in quasistatischen und zyklischen Versuchen festgestellten Unterschiede der Verbindungsfestigkeit von Proben der Schweißparametersätze IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) und -00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) zu untersuchen, erfolgte eine fraktografische Analyse der Bruchfläche einer Schwingprobe des Parametersatzes IMWF-33-00023 nach Versagen. **Abb. 4.47** zeigt die Probenoberfläche in einer makroskopischen Übersicht. Der Schwingbruch initiierte wiederum an der oben abgebildeten Probenkante. Ausgehend von einer Analyse der Bruchfläche in **Abb. 4.47** können zwei Hauptgründe für eine verminderte Bauteilfestigkeit genannt werden.

Ein Grund ist die im oberen Proben teil als helle Fläche erkennbare, durch das Schweißwerkzeug eingezogene, Oxidschicht. An dieser Stelle, die bereits durch metallografische Aufnahmen (siehe Abschnitt 4.2.2) als Schwachstelle der Verbindung identifiziert wurde, findet kein Verschweißen der Probenbleche statt. Zusätzlich liegt dieser Bereich im, aus der Stoßgeometrie resultierenden, Kerbgrund. Weiterhin sind im mittleren Proben teil Schlauchporen

vorhanden, die als horizontales Hohlraumnetzwerk zu erkennen sind. Durch die Form und Lage der dicht hintereinander gestaffelten Hohlräume kann davon ausgegangen werden, dass es sich um eine aufgebrochene Schlauchpore handelt. Die betrachtete Schwingprobe entstammt einer nachgefertigten Probencharge.

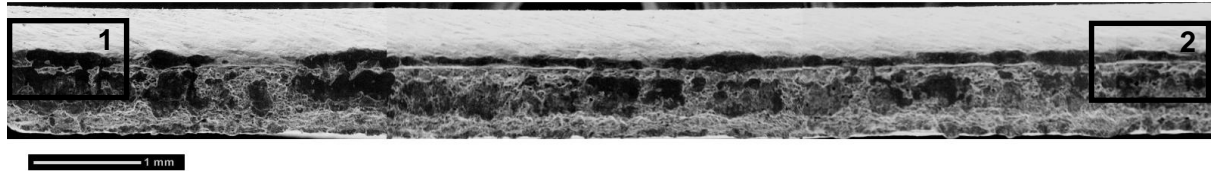
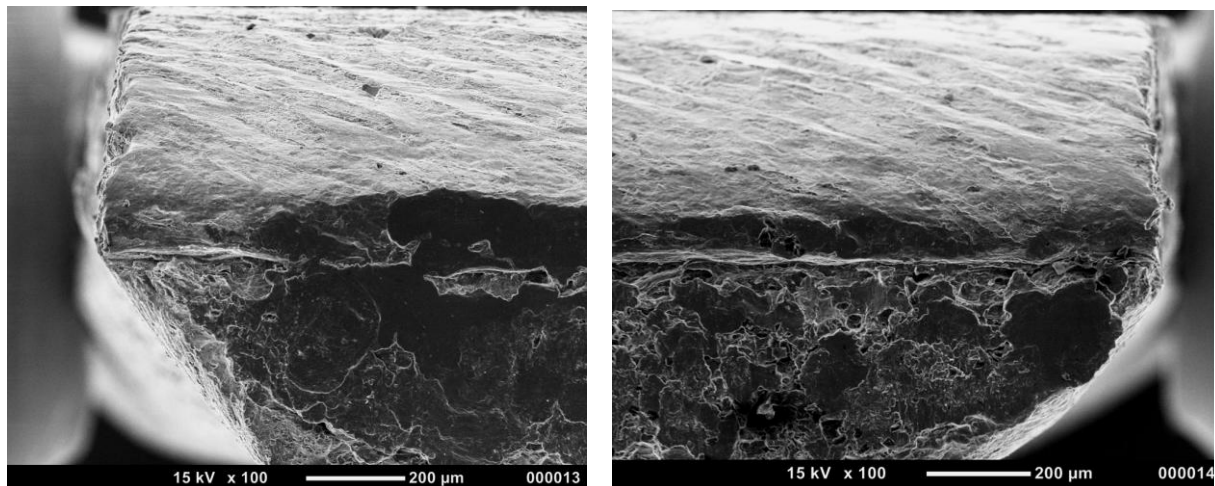


Abb. 4.47: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Vergrößerte Ausschnitte der linken und rechten Probenkanten im Übergangsbereich von Oxidschicht zu hohlraumbehafteter Bruchoberfläche sind in [Abb. 4.48](#) dargestellt. Die gekrümmte Form der Oxidschicht wird in diesen Abbildungen besonders deutlich.



Ausschnitt 1

Ausschnitt 2

Abb. 4.48: Ausschnitte aus [Abb. 4.47](#)

Die Oberflächenstruktur der Oxidschicht in [Abb. 4.48](#) ist bemerkenswert, da die schichtartige Struktur sowie die Form mit der in [Abschnitt 4.2.2](#), [Abb. 4.29](#) im Querschliff als mögliche Schwachstelle identifizierten Oxidschicht übereinstimmen.

4.4.3 Überlapp-Mischverbindung EN AW-5454 O / EN AW-6016 T4

Der Betrachtung der Bruchoberfläche einer Schwingprobe des Parametersatzes IMWF-13-00010 muss vorangestellt werden, dass ein Bruch in beiden Fügepartnern an der Kerbe in der Stoßebene initiierte und ein Abbruch der Prüfung durch die Maschinenregelung stattfand, bevor ein Versagen durch Bruch des Ligaments eintrat. Die Probe wurde anschließend quasistatisch zugbeansprucht, um die Bruchflächen für eine Untersuchung freizulegen. Wie bereits in den vorangegangenen Abschnitten beschrieben, verläuft der Schwingbruch ebenfalls von der Stoßebene ausgehend senkrecht in das Bauteil. [Abb. 4.49](#) zeigt die Bruchfläche des oben liegenden Bleches aus EN AW-5454 (Schweißparametersatz IMWF-13-00010, $n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$). Die glatte Oberfläche des Schwingbruches verläuft bis etwa zur Mitte der Probe, also bis in eine Tiefe von ca. 1,75 mm. Die Ausgangsstellen des Schwingbruches sind deutlich an den hell hervortretenden Grat an der Bruchoberkante zu erkennen.

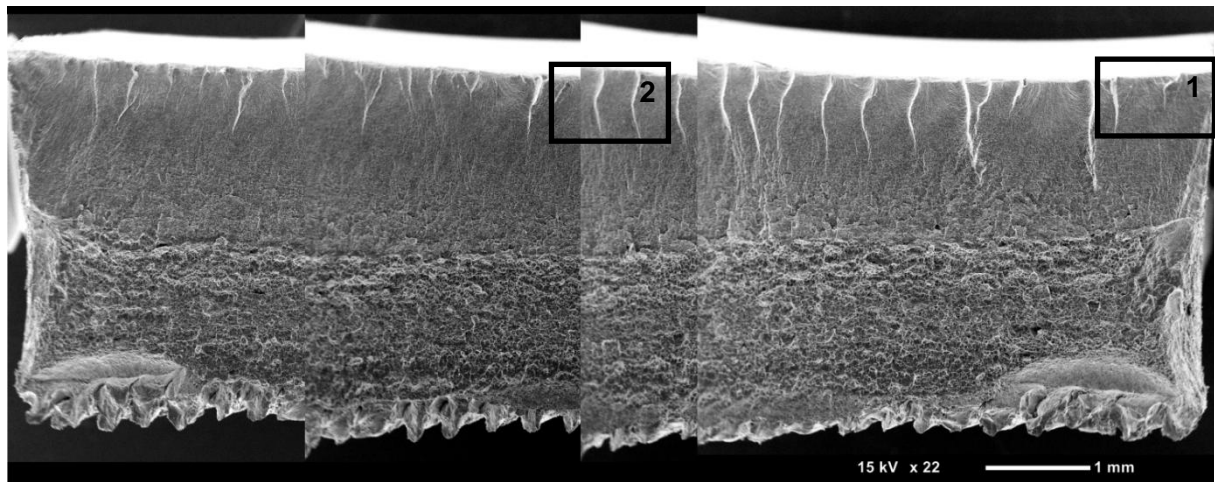
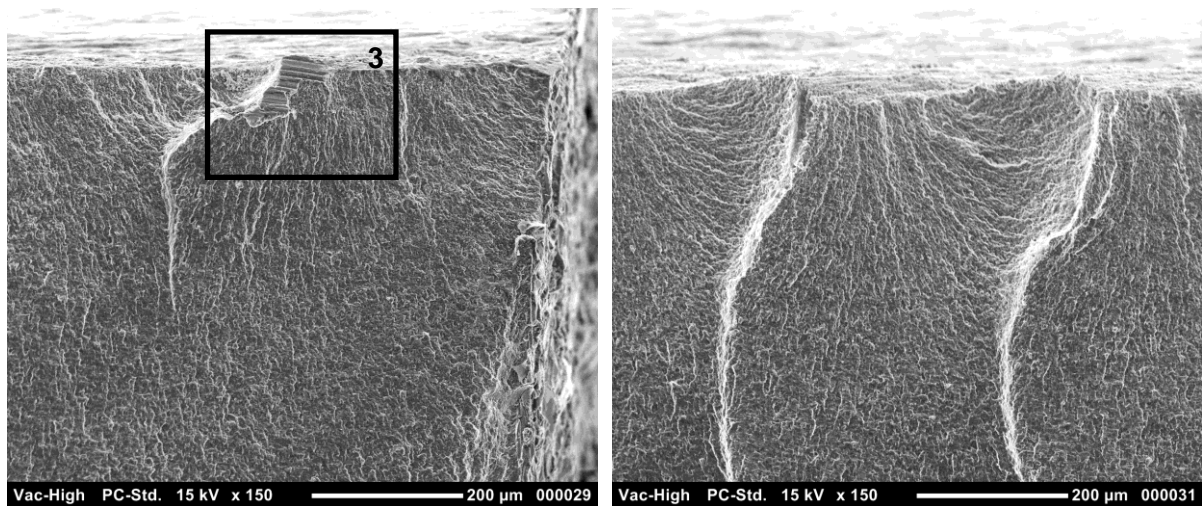


Abb. 4.49: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-13-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$, oben liegendes Blech, $a_1=3,5 \text{ mm}$)

Im Vergleich zu den Bruchflächen der artgleichen Verbindungen aus Abschnitt 4.4.1 sind die Bruchausgangsstellen einfacher zu identifizieren. In einer höheren Vergrößerungsstufe (150 fach, siehe [Abb. 4.50](#)) wird die Anrissbildung an mehreren Stellen der Probe verdeutlicht. Einzelne Felder von Schwingstreifen gehen halbkreisförmig von den Initiierungspunkten aus, Ausschnitt 2 zeigt das Anrissbild in der Probenmitte.

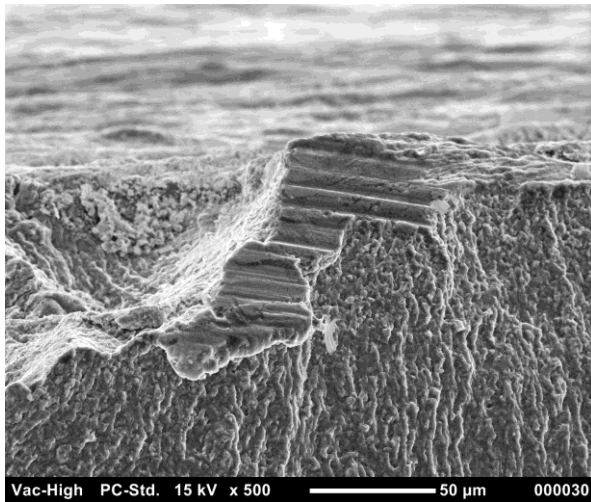


Ausschnitt 1

Ausschnitt 2

Abb. 4.50: Ausschnitte aus [Abb. 4.49](#)

Bemerkenswert ist ein Oxidfragment in [Abb. 4.50](#), das in 500-facher Vergrößerung in [Abb. 4.51](#) dargestellt ist. Ausgehend von diesem Fragment verläuft einer der beobachteten Pfade auf der Schwingbruchoberfläche. Solche harten Oxideinschlüsse wirken sich besonders negativ auf die zyklischen Festigkeitseigenschaften der Probe aus und werden somit als Auslöser für einen Anriss der Probe betrachtet.



Ausschnitt 3

Abb. 4.51: Ausschnitt aus Abb. 4.50

Abb. 4.52 zeigt das dünne Blech derselben Probe, in diesem Fall geht das Versagen von der dargestellten Probenunterkante aus. Der Schwingbruch ist ebenfalls etwa bis zur Probenmitte fortgeschritten, was einer Tiefe von ca. 0,55 mm entspricht. Die ungefähr dreifache Länge des Schwingungsrisses in EN AW-5454 zieht die Frage nach der Ursache des Risswachstums im dicken Blech nach sich. Die Spannung im Bauteilinneren sollte, bezogen auf eine reine Zugbeanspruchung, etwa einem Drittel der Zugspannung des Querschnitts des dünnen Blechs entsprechen. Die bereits erwähnte Biegebeanspruchung der Probe, sowie die etwas geringeren Festigkeitskennwerte von EN AW-5454 liefern einen Erklärungsansatz, zusätzlich scheint die EN AW-5454-Seite durch den Einschluss harter Oxidfragmente geschwächt. Eine Abschätzung des geometrischen Probeneinflusses wird in den Abschnitten 5.2 und 5.3 vorgenommen. Da jedoch die Proben der Verbindung IMWF-13-00005 trotz gleicher Probengeometrie kein ähnliches Versagensverhalten zeigen, wird an dieser Stelle auf die anhand von Querschliffen in Abschnitt 4.2.3 beschriebene Mikrostruktur der Mischverbindungen verwiesen, bei der außer der Form der Oxidschicht keine Unterscheide zwischen den Verbindungen bestimmt werden konnte. Die Krümmung der Oxidschicht auf der Retreating Side in das obere Blech der Verbindung IMWF-13-00010 muss die Ursache für das Versagen des oberen Blechs sein. Zwar wurde keine durchgängige Oxidschicht auf der Probe entdeckt, doch die Oxidfragmente lassen den Schluss zu, dass harte Partikel zum Anriss der Probe im dicken Blech führten. Die große Anzahl an Rissinitiationsstellen über die Probenbreite in Abb. 4.49 stützt diese Annahme.

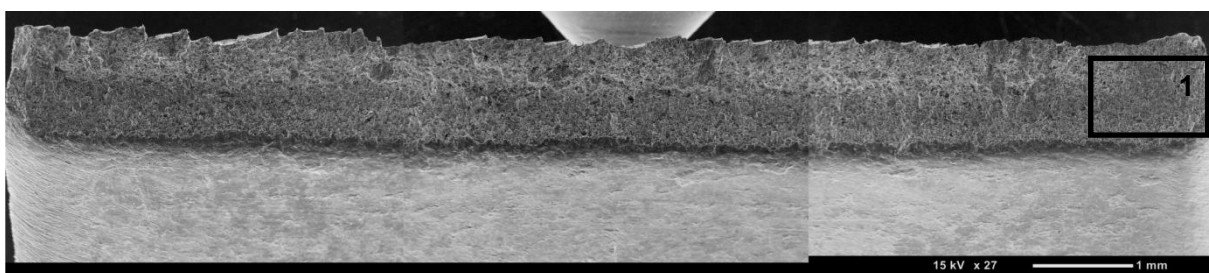
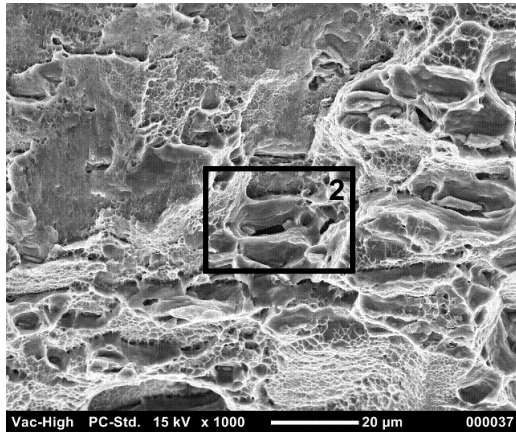
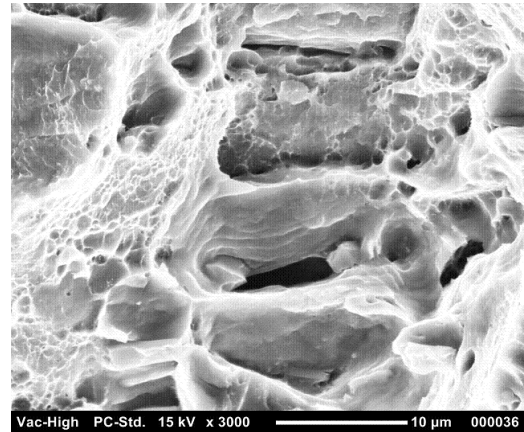


Abb. 4.52: Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-13-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$, unten liegendes Blech, $a_2=1,1 \text{ mm}$)

Auf der Oberfläche des Schwingbruches der EN AW-6016-Seite sind kaum Mg_2Si -Ausscheidungen sichtbar, bei erhöhtem Vergrößerungsfaktor können im Übergangsbereich von Schwingbruch zu Restbruch einzelne, in den Oberflächenwaben zurückbleibende, Ausscheidungen erkannt werden, siehe [Abb. 4.53](#).



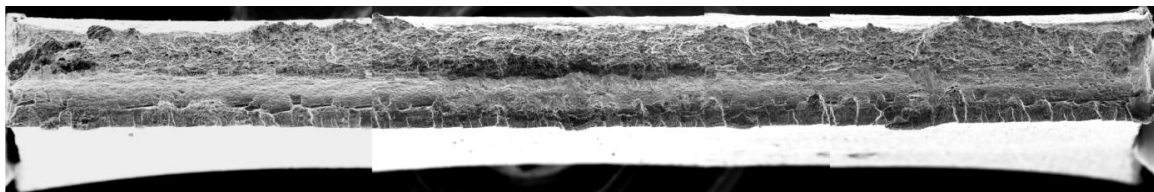
Ausschnitt 1



Ausschnitt 2

[Abb. 4.53](#): Ausschnitte aus [Abb. 4.52](#)

Bei der Schwingprüfung der Verbindung des Schweißparametersatzes IMWF-13-00005 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) erfolgte ein Versagen stets durch Bruch des unteren Bleches. Die in Abschnitt 4.2.3 beschriebene Oxidschicht im Bauteilinneren verläuft auf der Retreating Side, abgesehen von einer Wellenform waagrecht in die Schweißnaht, nicht gekrümmt wie an Verbindung IMWF-13-00010 beobachtet. Die Bruchfläche der Verbindung ist in [Abb. 4.54](#) dargestellt, der Bruch ging wiederum von der Stoßebene (hier: Probenunterkante) aus. Das Bruchbild entspricht in etwa dem des dünnen Bleches der Verbindung IMWF-13-00010.



[Abb. 4.54](#): Übersichtsaufnahme der Bruchoberfläche einer Schweißung des Parametersatzes IMWF-13-00005 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

4.5 Härteprüfung der artgleichen Überlappverbindungen EN AW-6016 T4

Da die Aluminiumknetlegierung EN AW-6016 T4 eine warmhärtende Legierung ist, könnte ein Einfluss auf die Härte durch den Rührreißschweißprozess besonders in der Rührzone und den umgebenden Bereichen angenommen werden. Die in Abschnitt 4.2.2 durchgeführten metallografischen Analysen zeigen jedoch keine Auflösung der festigkeitssteigernden Mg_2Si -Ausscheidungen, jedoch teilweise eine strömungsbedingte Anhäufung der Ausscheidungen am Rand der Rührzone. Durch die im Folgenden beschriebene Härteprüfung der Verbindungen aller ausgewählten Schweißparameter wird eine umfassende Charakterisierung der Schweißverbindungen gewährleistet. Nur durch eine Härteprüfung kann eine eventuell vorhandene, für warmhärtende Legierungen relevante, Wärmeeinflusszone be-

stimmt werden, die sich in metallografischen Schlibfbildern nur bedingt identifizieren lässt.

Die am Grundwerkstoff bestimmte Härte der Legierung EN AW-6016 im Zustand T4 beträgt ca. 70-75 HV10. Alle Härtereihen sind unter Berücksichtigung dieses Referenzwertes zu betrachten. Zur Durchführung der Härteprüfung nach Vickers wurden die bereits in Abschnitt 4.2.2 teilweise vorgestellten metallografischen Querschliffe der aus der Parameterstudie (siehe Abschnitt 4.1.3) ausgewählten Schweißverbindungen verwendet. Abb. 4.55 beschreibt schematisch die Lage der Härteeindrücke. Um Randeinflüsse auszuschließen, wurde jeweils eine Reihe von Härteeindrücken horizontal in die Mitte jedes Bleches gelegt.

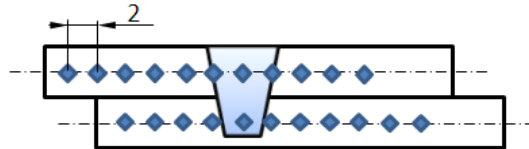


Abb. 4.55: Schematische Darstellung der Härteprüfung nach Vickers

Abb. 4.56 zeigt den Härteverlauf über die Verbindung des Schweißparametersatzes IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$). Ein nach der Barker-Methodik behandelter Querschliff der Schweißnaht nach der Härteprüfung ist zur Abschätzung der geometrischen Verhältnisse in das Schaubild eingebettet dargestellt. Die graue markierte Fläche repräsentiert die ungefähre Nahtbreite an der Probenoberfläche. Fehlende Verbindungslinien bzw. Markierungen sind auf fehlerhafte und daher nicht angegebene Messungen zurückzuführen.

Im Bereich der Schweißnaht ist eine leichte Abnahme der Härte etwa auf das Niveau des Grundwerkstoffs zu erkennen (rote Kurve), außerhalb kann eine leichte Aufhärtung des Werkstoffs vermutet werden. (schwarze Kurve). Der Härteabfall in der Nahtmitte kann teilweise mit der Verschiebung der festigkeitssteigernden Mg_2Si -Ausscheidungen in die Randbereiche der Rührzone erklärt werden. Die Ursache der Steigerung der Härte im direkt anschließenden Werkstoff, wie sie im unteren Blech auftritt, ist die durch den Schweißprozess verursachte Druckverfestigung in Verbindung mit der Wärmebehandlung des Blechwerkstoffs.

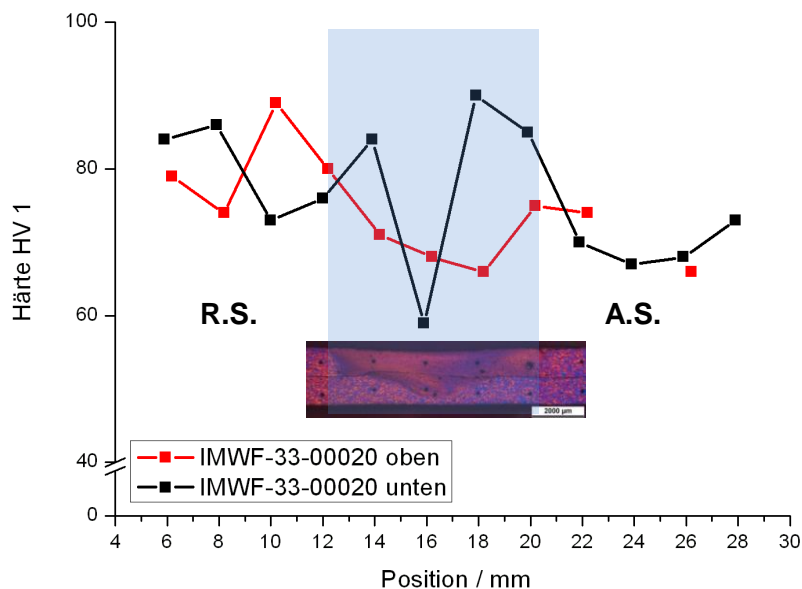


Abb. 4.56: Härtereihen IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$, $T_{\text{max}}=300 \text{ °C}$ vgl. Abschnitt 4.6 sowie Abb. 4.60)

Etwas andere Härteverläufe stellen sich bei den Schweißungen der Parameter IMWF-33-00023 und IMWF-33-00027 ein. (siehe [Abb. 4.57](#) und [Abb. 4.58](#)) Die Härtewerte in der Schweißnaht liegen meist über der Härte des Grundwerkstoffs. Ursache dafür ist die hohe Drehzahl, die eine Steigerung der eingebrachten Wärmemenge in das Schweißgut zur Folge hat.

EN AW-6016 T4 wird aufgrund der Möglichkeit der Steigerung der Festigkeitseigenschaften durch eine, dem Umformen nachgelagerte, Rekristallisation und der damit verbundenen Schonung von Umformwerkzeugen gerne als Werkstoff für Kfz-Außenverkleidungen eingesetzt. Untersuchungen [85] haben ergeben, dass EN AW-6016 T4 bei Temperaturen $T > 190\text{ °C}$ (nach Vorrecken um 2%) eine starke Zunahme der Ersatzstreckgrenze auf bis zu $R_{p0,2} = 200\text{ MPa}$ erfährt. Diese Erkenntnis erklärt die Härtesteigerung auch außerhalb der Rührzone (in einem Abstand von 1-2 mm parallel zur Naht), da dort die Temperaturen, bedingt durch die hohe Leitfähigkeit des Grundwerkstoffs, deutlich über 200 °C liegen, wie auch Abschnitt 4.6 entnommen werden kann.

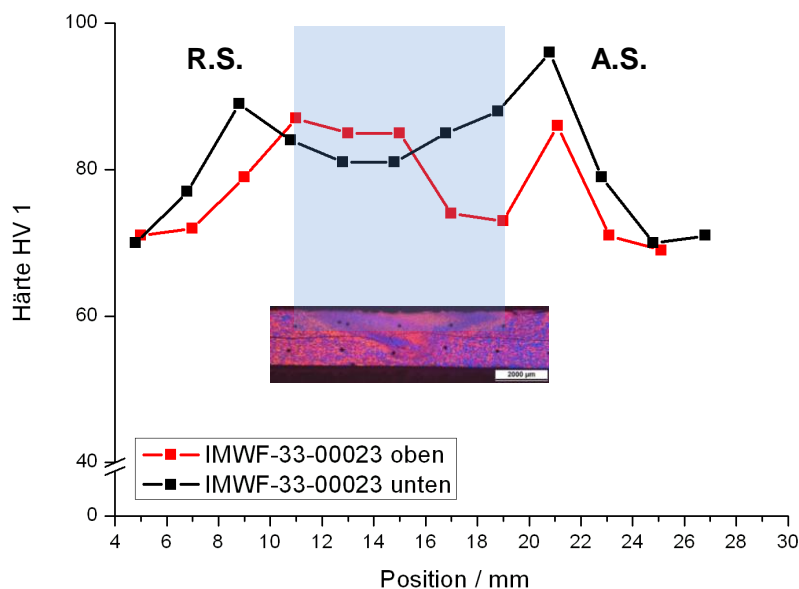


Abb. 4.57: Härtereihen IMWF-33-00023 ($n=3000\text{ min}^{-1}$, $v_x=500\text{ mm/min}$, $T_{\max}=340\text{ °C}$)

Eine Verdrängung von Mg_2Si -Ausscheidungen zu den Rändern der Rührzone findet in beiden Fällen kaum statt. Daher können die Dimensionen der Wärmeeinflusszonen (WEZ) bestimmt werden. Die Schweißung des Parametersatzes IMWF-33-00023 besitzt aufgrund der höheren eingebrachten Streckenenergie (resultierend aus der niedrigeren Vorschubgeschwindigkeit) eine WEZ, die ca. 2-3mm breiter als der Schulterdurchmesser ist. Die WEZ von IMWF-33-00027 ([Abb. 4.58](#)) ist schmaler und eher zur rechten Seite (A.S.) hin verschoben. In der Literatur (z.B. [17]) wird ebenfalls von einer höheren Temperatur auf der Advancing Side ausgegangen.

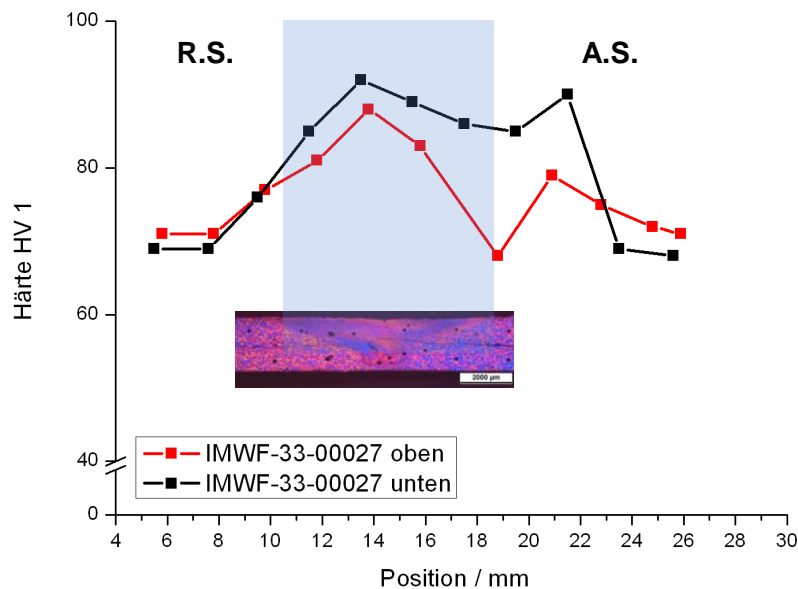


Abb. 4.58: Härtereihen IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$, $T_{\text{max}}=340 \text{ °C}$)

Im Falle der Schweißverbindung unter Verwendung des Parametersatzes IMWF-33-00033 (Abb. 4.59) fällt bei Betrachtung der Ergebnisse der Härteprüfung der Verlauf der Härte über den Querschnitt auf, dass die Härte bis etwa zur Mitte der Rührzone der Härte des Grundwerkstoffs entspricht. Der möglicher Grund für eine ausbleibende Härtesteigerung der Verbindung auf der Retreating Side sowie in großen Teilen des Rührzone ist die allgemein niedrige eingebrachte Streckenenergie aufgrund der hohen Vorschubgeschwindigkeit, sowie ein Verlust der Reibwärme durch die Verdrängung des Schweißgutes als Oberflächenspan.

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen für den Fall einer Beurteilung von Überlappverbindungen, dass eine Härtesteigerung bzw. ein -abfall nicht als hinreichendes Kriterium zur Abschätzung der Bauteilfestigkeit herangezogen werden kann, da der Ort des Versagens nicht zwangsweise aus der Messung bestimmt werden kann.

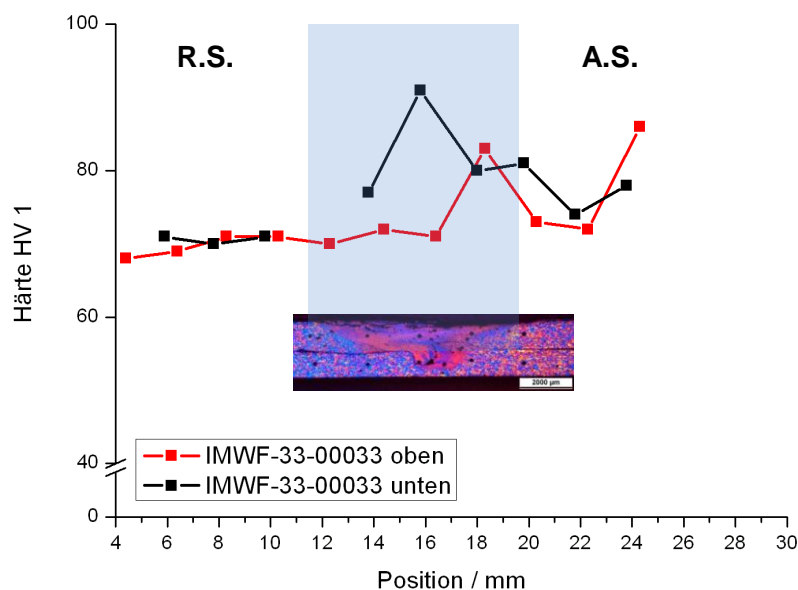
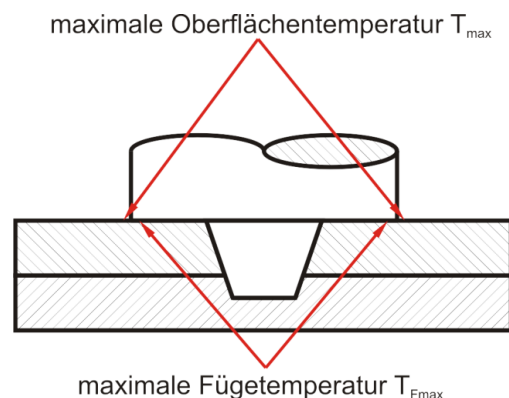


Abb. 4.59: Härtereihen IMWF-33-00033 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1500 \text{ mm/min}$, $T_{\text{max}}=290 \text{ °C}$)

4.6 Thermografische Untersuchung ausgewählter Schweißparameter der artgleichen Überlappverbindung EN AW-6016 T4

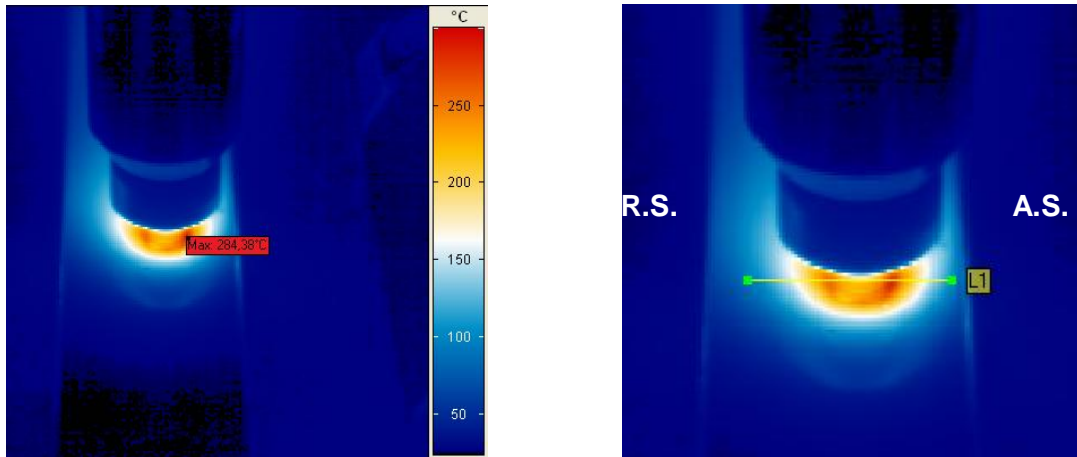
Zur Untersuchung des Einflusses der Fügetemperatur auf die mechanischen Eigenschaften der Zug- und Schwingproben, sowie auf die Mikrostruktur der Verbindung wurden Thermografiemessungen durchgeführt. Die Messungen können als Prozessüberwachungsinstrument verwendet werden, da zu niedrige Fügetemperaturen Hinweise auf eine unzureichende Durchmischung der Werkstoffe geben, die zu einer Porenbildung im Werkstückinneren führen können (vgl. Abschnitte 2.1.1 und 4.4). Ein weiterer Aspekt ist die Untersuchung einer möglichen Ausscheidungsauflösung in Schweißungen von Fügepartnern aus aushärtbaren Legierungen wie z.B. EN AW-6016. Durch die Kenntnis der Temperaturverteilung über der Schweißnaht kann anhand von Schlibfbildern auf die Temperaturschwellwerte geschlossen werden, die zur Entstehung der jeweiligen Gefügestruktur (in der Rührzone und TMEZ siehe Abschnitt 4.2) beitragen. Durch die Kombination aus Thermografie und Aufnahme der Prozesskräfte sowie einer anschließenden metallografischen Untersuchung und zerstörenden Prüfung kann ein Parametersatz unter Berücksichtigung verschiedener Aspekte mehrdimensional beurteilt werden. Für die Aufnahmen wurden die Bleche im Bereich der Überlapplänge matt schwarz angesprüht, um Reflektionen der Umgebung (Beleuchtung, Personen, Heizkörper, etc.) auszuschließen, die die Messergebnisse verfälschen können. Die Temperaturmessung wurde mit einer Thermokamera VarioCam hd durchgeführt. [Abb. 4.60](#) zeigt die Versuchsanordnung zur Messung der Temperaturverteilung während des Schweißprozesses an der Fügestelle.

Die Auswertung erfolgte mit der Aufzeichnungs- und Auswertesoftware Irbis 3. Bei der Auswertung der Ergebnisse aus den thermografischen Aufnahmen wurden horizontale Messlinien zur Bestimmung des Temperaturverlaufs über die Nahtbreite eingebracht, die sich in der Mitte leicht mit dem Werkzeug überschneiden. Diese Lage wurde gewählt, da sich die Bereiche höchster Oberflächentemperatur direkt an den Seiten des Werkzeugs befinden. Der Emissionsgrad einer mattschwarz lackierten Oberfläche dünner Schichtdicke wurde zur Durchführung der Experimente mit $\epsilon=0,9$ angenommen. Die während des Fügeprozesses erreichten Spitzentemperaturen können nicht durch thermografische Methoden ermittelt werden, da lediglich freie Oberflächen erfasst werden können. Es ist jedoch möglich anhand der im Folgenden gemessenen Oberflächentemperaturen die Temperatur unter dem Werkzeug abzuschätzen, ebenso können Randbedingungen für numerische Simulationen des Temperaturfeldes gewonnen werden.



[Abb. 4.60](#): Messung der Oberflächentemperatur und Vergleich Lage T_{\max} und $T_{F\max}$

Abb. 4.61 zeigt ein Standbild einer Thermografieaufnahme und beschreibt exemplarisch die Bestimmung der Oberflächentemperaturen. Zunächst wurde für jede Aufnahme die globale Maximaltemperatur der thermografischen Aufnahmen bestimmt (links). Die rechte Abbildung zeigt die Messlinie zur Bestimmung des Temperaturprofils die anschließend senkrecht zur Schweißnaht durch den Punkt des Temperaturmaximums ausgerichtet wurde.



Bestimmung des Temperaturmaximums

Horizontale Messlinie

Abb. 4.61: Vorgehen bei der Auswertung der durchgeführten thermografischen Messungen

Die Auswertung wurde anhand der ausgegebenen Temperatur-Zeit-Profile durchgeführt. Diese wurden in ascii-Format konvertiert und anschließend als txt-Dateien in Matlab eingelesen und analysiert. Somit war es möglich, den Temperaturverlauf über die Frequenz der Bilder sowie den Zeitpunkt der Aufnahme, bezogen auf die entsprechende Position der Maschine, aufzutragen. Eine Darstellung des Verlaufs der Maximaltemperatur mit der Anpresskraft über den Verfahrensweg der Maschine ist ebenfalls möglich. Gleichzeitig konnte unter Verwendung des Programms der Temperaturverlauf über das gesamte Werkstück dreidimensional visualisiert werden. Abb. 4.62 zeigt den so generierten Verlauf der Messung IMWF-33-00062 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$), der Abfall der Temperatur in der Mitte der Messlinie wird durch das, relativ zur Werkstückoberfläche kältere Werkzeug verursacht. (siehe Abb. 4.61)

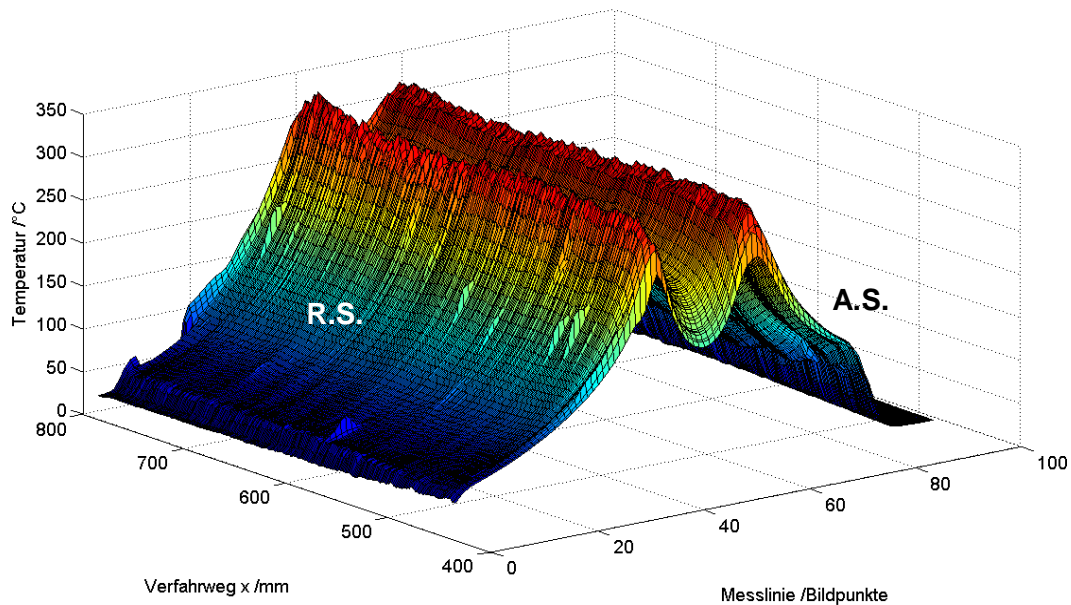


Abb. 4.62: Temperaturverteilung über die Schweißnahtlänge und –breite ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Anschließend wurden Verläufe der, während des Schweißprozesses aufgenommenen, Maximaltemperatur entlang der Messlinie den Anpresskräften gegenübergestellt. [Abb. 4.63](#) und [Abb. 4.64](#) zeigen exemplarisch die Kraft-Maximaltemperaturverläufe zweier Schweißungen unterschiedlicher Schweißparameter. Die Maximaltemperaturen unterscheiden sich aufgrund der verschiedenen Überdeckungsgrade um ca. 40-50 °C. Die Höhe der Maximaltemperatur über dem Verfahrweg der Maschine folgt dem gleichmäßigen Verlauf der Anpresskraft. Daher kann die Thermografie für Anwender ohne Messaufnehmer zur Bestimmung der Prozesskräfte ein geeignetes Mittel sein, um grobe Fehler während des Prozesses zu detektieren.

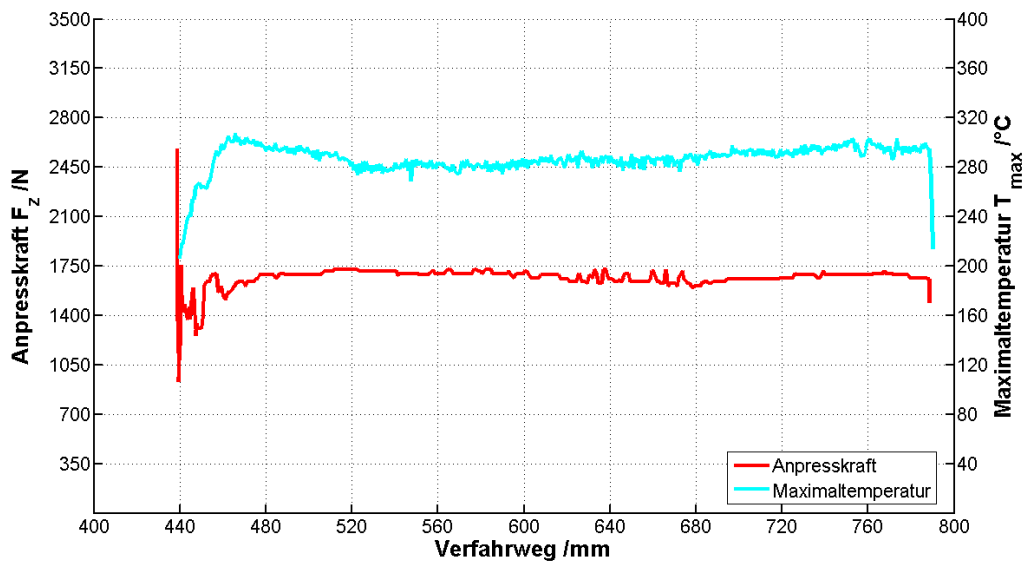


Abb. 4.63: Kraft- und Maximaltemperaturverlauf IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$, EN AW-6016 T4, Überlappverbindung)

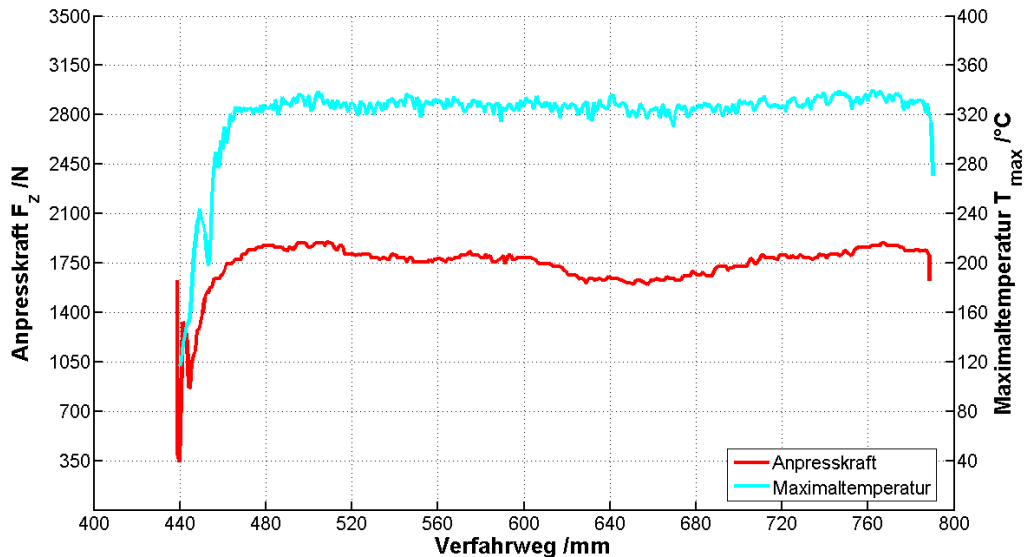


Abb. 4.64: Kraft und Maximaltemperaturverlauf IMWF-33-00023
($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$, EN AW-6016 T4, Überlappverbindung)

So können z.B. Späne leicht aufgrund stark erhöhter Temperatur beim Verlassen des Nahtbereichs erkannt werden oder Schweißungen, bei denen ein kritisches Temperaturniveau erreicht wird, bei dem eine Festigkeitsreduktion eintritt. Allerdings ermöglicht die Thermografie aufgrund der Trägheit des Wärmestroms an die Oberfläche des Werkstücks keine exakte Bestimmung der Position nahtinterner Fehler.

An der MPA Universität Stuttgart wurden Ansätze zur numerischen Prozesssimulation auf Basis von ABAQUS/CAE entwickelt. Eine Simulationsmethodik ist die strukturmechanische Simulation des Prozesses, die Erzeugung der Prozesswärme erfolgt durch Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück. **Abb. 4.65** zeigt ein Ergebnis einer solchen Berechnung an einer Schweißverbindung aus EN AW-6016.

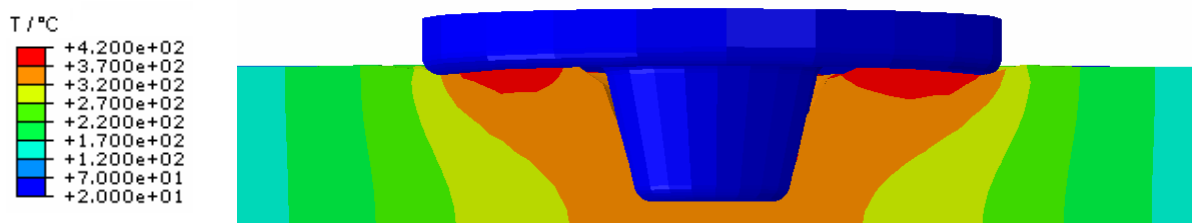
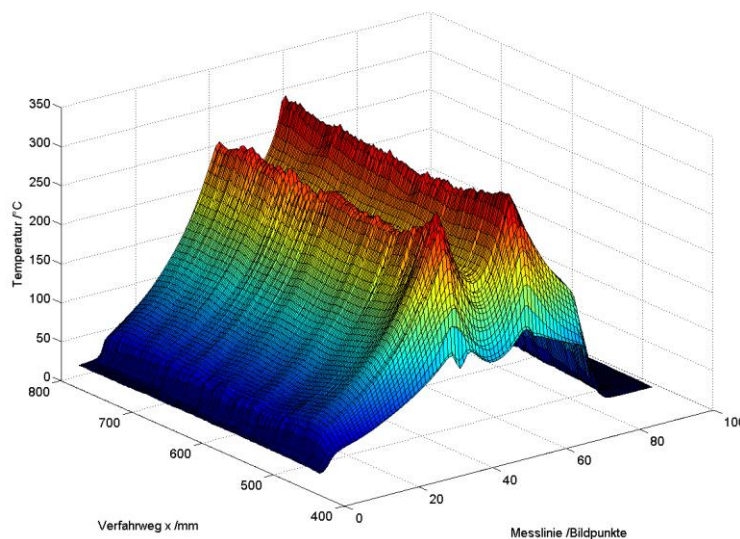


Abb. 4.65: Mit Abaqus berechnetes Temperaturprofil des FSW-Prozesses

Die berechnete Maximaltemperatur unter der Werkzeugschulter beträgt für den betrachteten Parametersatz IMWF-33-00024 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) ca. $T_{Fmax}=420 \text{ °C}$ bei einer maximalen Oberflächentemperatur von $300 < T_{max} < 320 \text{ °C}$. Die Fügetemperatur ist bei Verwendung von Werkzeug 1 daher um ca. $\Delta T=100 \text{ K}$ größer als die mittels Thermografie gemessene Oberflächentemperatur. Für die durchgeführten Untersuchungen an EN AW-6016 beträgt die maximale Oberflächentemperatur ca. $T_{max}=320 \text{ °C}$, daher wird im Folgenden eine Fügetemperatur $T_{Fmax} < 500 \text{ °C}$ angenommen. Die für die geprüften Überlappverbindungen gemessenen maximalen Oberflächentemperaturen sind in den jeweiligen Abschnitten zur quasistatischen Verbindungsprüfung angegeben.

Zunächst erfolgt eine Analyse der thermischen Situation des Schweißprozesses unter Verwendung des Parametersatzes IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$). Wie aus [Abb. 4.56](#) in Abschnitt 4.5 ersichtlich, ist keine eindeutige Tendenz der Härtewerte zu erkennen. Zur Nahtmitte ist die Härte des unteren Bleches erhöht, bis auf einen Ausreißer im Nugget ist die Härteverteilung etwas zur Advancing Side hin verschoben. Die Härteeindrücke des oben liegenden Bleches zeigen dagegen eine leichte Tendenz zu höheren Werten auf der Retreating Side, jedoch liegen in diesem Bereich selbst die Werte des Grundwerkstoffs in einem Bereich um 80 HV1, daher kann eine Fehlmessung nicht ausgeschlossen werden. Durch die durchgeführte thermografische Untersuchung des Schweißprozesses sowie die anschließende automatisierte Darstellungsroutine mit Matlab können Temperaturverläufe dreidimensional dargestellt und miteinander verglichen werden. Der Temperaturverlauf der Schweißung des Parameters IMWF-33-00020 ist in [Abb. 4.66](#) über den Maschinenweg dargestellt. Die Maximaltemperaturen nehmen vom Einstechen (bei $x=440 \text{ mm}$ $T=300 \text{ °C}$) über den Verfahrensweg auf einen nahezu konstanten Wert um $T=290 \text{ °C}$ ab, dabei liegt die Temperatur im Verlauf der Schweißung auf der Advancing Side etwas höher als auf der Retreating Side.



[Abb. 4.66](#): 3D-Darstellung Thermografie IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Eine Projektion des 3D-Diagramms ist in [Abb. 4.67](#) dargestellt. Die Maximaltemperatur von $T=300 \text{ °C}$ wird auf beiden Seiten des Werkzeugs erreicht. Unter der Annahme der im vorherigen Abschnitt festgestellten Temperaturdifferenz zwischen max. Oberflächentemperatur und max. Fügetemperatur unter der Werkzeugschulter betragen die maximalen Fügetemperaturen somit ca. $T_{F_{\max}}=400 \text{ °C}$.

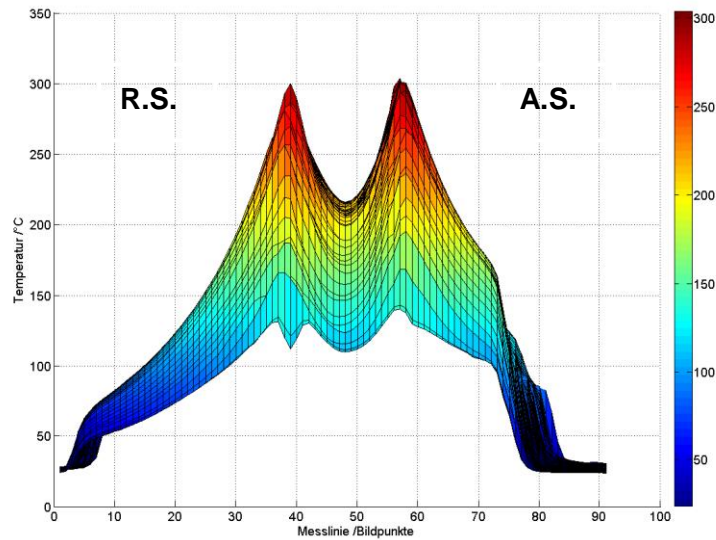


Abb. 4.67: 2D-Projektion Thermografie IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Die Auswertung der Thermografieaufnahmen der Schweißung des Parametersatzes IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) ist als 3D-Diagramm in [Abb. 4.68](#) dargestellt. Im Vergleich zu der vorangegangenen Messung werden in diesem Fall weitaus höhere Oberflächentemperaturen erreicht. Bemerkenswert ist, dass die Maximaltemperatur nicht während der Haltezeit zu Beginn der Schweißung, sondern im Verlauf der Schweißung erreicht wird, somit ist ein Erreichen eines quasistationären Fügezustandes bereits zu Beginn der Schweißung möglich. Die aus den gewählten Parametern resultierenden hohen Temperaturen bedingen, durch den Einfluss der Prozesswärme sowie die folgende rasche Abkühlung durch Wärmeleitung in den umgebenden Grundwerkstoff verursacht, eine Härtesteigerung des Werkstoffes in der Naht sowie der Peripherie. Die gleichmäßige Temperaturverteilung im Nugget sowie ähnlichen Temperaturen an den Seiten des Werkzeugs führen zu einer gleichmäßigen Härtesteigerung, wobei die Härte des Fügezonensbereichs gegenüber der des von der Fügetemperatur beeinflussten Bereichs neben der Schweißnaht abfällt, vgl. Abschnitt 4.5.

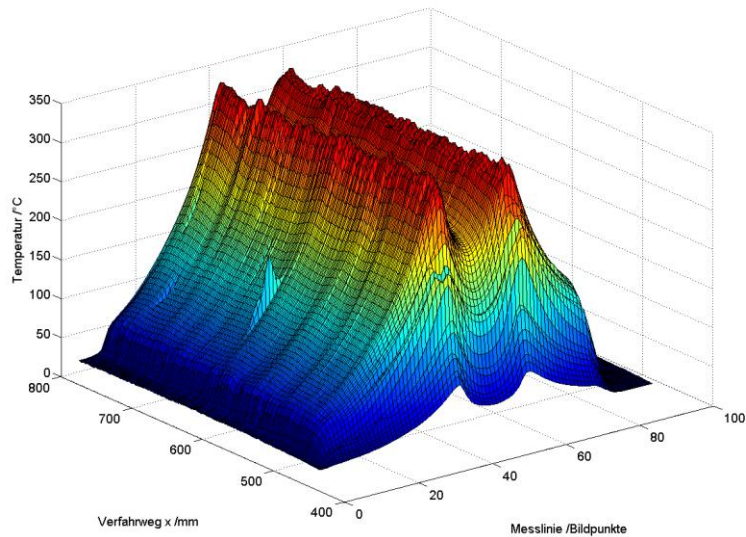


Abb. 4.68: 3D-Darstellung Thermografie IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Die Projektion des 3D-Diagramms zeigt, dass die erreichten Maximaltemperaturen an der Werkstückoberfläche ca. $T=350 \text{ °C}$ betragen. (siehe [Abb. 4.69](#)) Der betrachteten thermografischen Aufnahme kann entnommen werden, dass die Spannsituation keinen Einfluss auf den thermischen Haushalt einer Überlappverbindung besitzt. Das Temperaturprofil ist bis zu den Stellen, an denen sich das Spannsystem befindet, nahezu symmetrisch.

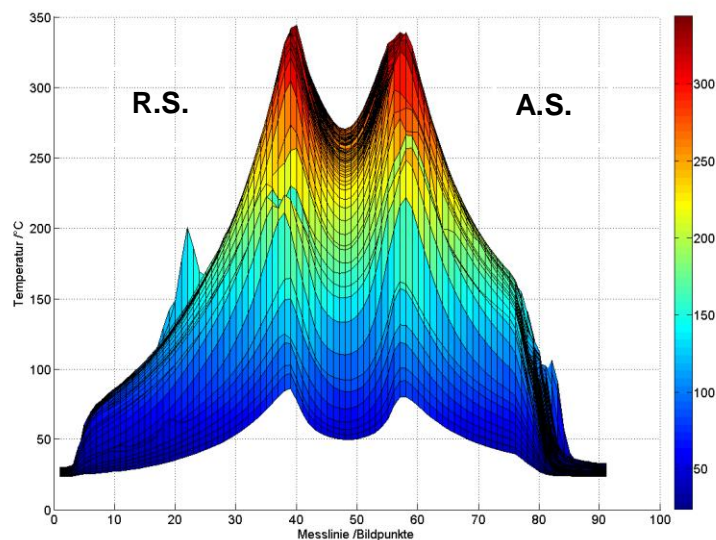


Abb. 4.69: 2D-Projektion Thermografie IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Ein Vergleich der Ergebnisse der thermografischen Aufnahme der Schweißung mit dem Schweißparameter IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) mit denen der vorangegangenen Aufnahmen ergibt, dass im Falle einer steigenden Vorschubgeschwindigkeit die Oberflächentemperatur auf der Advancing Side zunimmt. ([Abb. 4.70](#)) Die Temperaturzunahme kann mit einer angenommenen zunehmenden Füllung der konischen Werkzeugschulter und der damit vergrößerten Kontaktfläche zwischen Werkzeug und viskoplastisch vorliegendem Fügematerial bei steigender Vorschubgeschwindigkeit und einer damit erhöh-

ten Wärmeeinbringung durch Reibung des Materials an der Werkzeugschulter begründet werden.

In der Projektion wird der Temperaturunterschied besonders deutlich. Die Temperaturdifferenz zwischen Retreating und Advancing Side beträgt $10 < \Delta T < 20$ K. Insgesamt sinken die Oberflächentemperaturen im Vergleich zu IMWF-33-00023 aufgrund der aus einer höheren Vorschubgeschwindigkeit resultierenden Reduktion der eingetragenen Streckenenergie.

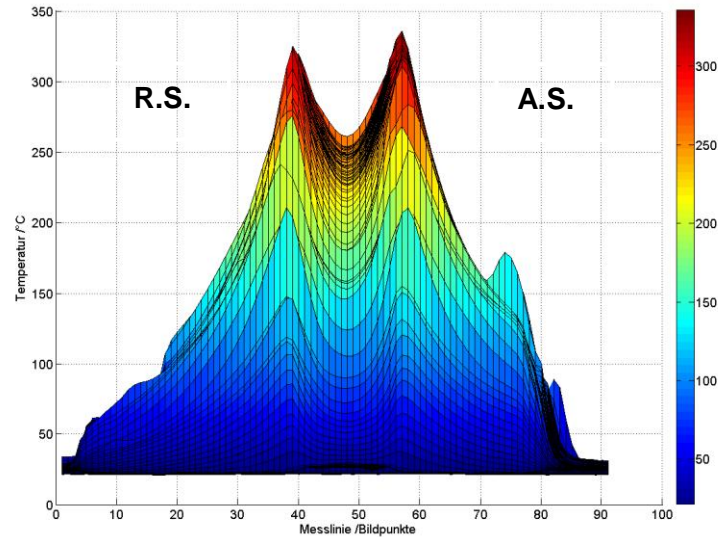


Abb. 4.70: 2D-Projektion Thermografie IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$)

Anhand des in Abb. 4.71 dargestellten Verlaufs der Oberflächentemperatur der Schweißverbindung der Fügeparameter IMWF-33-00033 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1500 \text{ mm/min}$) werden die oben genannten Annahmen zur Steigerung der Oberflächentemperatur auf der Advancing Side bestätigt.

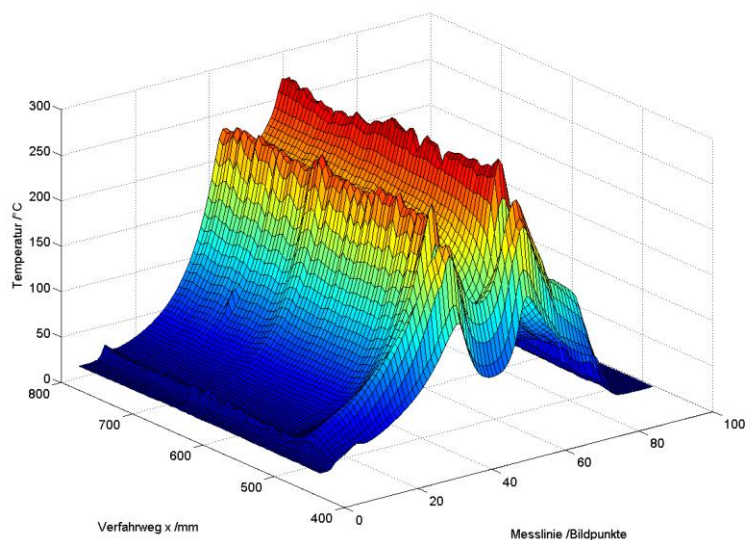
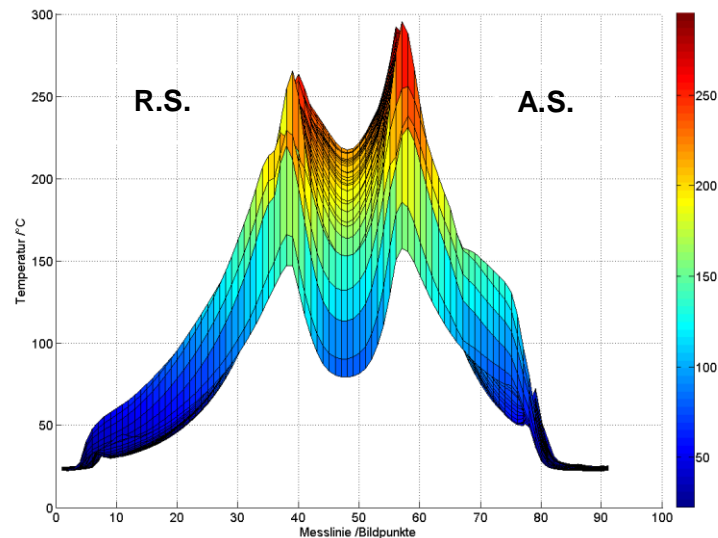


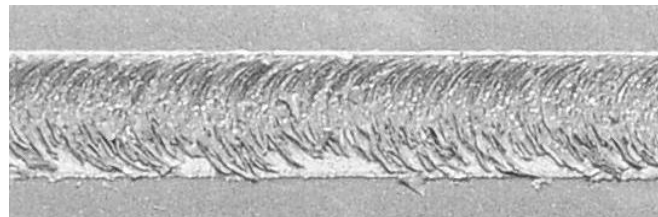
Abb. 4.71: 3D-Darstellung Thermografie IMWF-33-00033 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1500 \text{ mm/min}$)

Aus der Projektion des 3D-Diagramms (siehe Abb. 4.72) geht die Temperaturdifferenz zwischen Retreating und Advancing Side mit $30 < \Delta T < 40$ K hervor. Die Maximaltemperatur be-

trägt etwa $T=300\text{ °C}$ und entspricht damit der Fügetemperatur aus IMWF-33-00020, deren Proben sich durch gute Festigkeitskennwerte auszeichnen. Auf der Retreating Side beträgt die maximale Oberflächentemperatur lediglich $T=260\text{ °C}$. Diese niedrige Oberflächentemperatur erklärt die raue, teilweise blanke Nahtoberfläche, die während Schweißungen niedriger Streckenenergie beobachtet wurden. (exemplarisch siehe [Abb. 4.73](#))



[Abb. 4.72](#): 2D-Projektion Thermografie IMWF-33-00033 ($n=3000\text{ min}^{-1}$, $v_x=1500\text{ mm/min}$)



[Abb. 4.73](#): Nahtoberfläche IMWF-33-00033 ($n=3000\text{ min}^{-1}$, $v_x=1500\text{ mm/min}$)

4.7 Zerstörungsfreie Methoden zur Ermittlung von Schweißspannungen

4.7.1 Eigenspannungsmessung mit Ultraschall

Im Rahmen des Projektes „Erarbeitung von Konzepten zur Bewertung der Eignung von Anlagen für das Friction Stir Welding sowie zur Übertragbarkeit von Schweißparametern“ [22] wurden an zwei artgleichen Stumpfstoßverbindungen aus EN AW-5454 zerstörungsfreie Messungen der Schweißspannungen mittels Ultraschallreflektion durchgeführt. Diese dienen in Abschnitt 5 zur Kalibrierung und Verifizierung eines Simulationsverfahrens zur Erfassung der Schweißspannungen in Rührreißschweißverbindungen.

Das Prinzip der Eigenspannungsmessung beruht auf der Ende der 1950er Jahre entwickelten Spannungsakustik. Diese beschreibt die Antwort eines Systems auf eine akustische Anregung und die Änderung derselben durch Anlegen einer äußeren mechanischen Spannung. Je nach Polarisationsrichtung der Einstrahlung kann für Strukturen eine Änderung der Schallgeschwindigkeit festgestellt werden [86]. Durch Kenntnis der Übertragungsfunktionen

ist es möglich, die Höhe und Richtung der wirkenden Spannung zu identifizieren. Die Grundlage zur Messung von Eigenspannungen mittels Ultraschall bildet die Bestimmung der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit (v) in einem Festkörper. Dabei muss in Longitudinalwellen (L) und Transversalwellen (T) unterschieden werden:

$$\rho v_L^2 = \lambda + 2\xi = K + \frac{3}{4}\xi \quad \text{Gl. 4.12}$$

$$\rho v_T^2 = \xi \quad \text{Gl. 4.13}$$

Darin beschreibt ρ die Dichte des Festkörpers, λ und ξ stellen die sog. Lamé-Moduln dar, diese können über die Gleichungen Gl. 4.14 bis Gl. 4.16 in den Elastizitätsmodul E bzw. Schermodul G und Kompressionsmodul K umgerechnet werden:

$$G = \xi \quad \text{Gl. 4.14}$$

$$E = \xi(3\lambda + 2\xi)/(\lambda + \xi) \quad \text{Gl. 4.15}$$

$$K = (3\lambda + 2\xi)/3 \quad \text{Gl. 4.16}$$

Die Messung von Schweißeigenspannungen setzt die Bestimmung der materialspezifischen spannungsakustischen Konstanten sowie ortsabhängige kontinuierliche Messungen der Laufzeiten voraus [86].

Die berechneten Schweißeigenspannungen beschreiben einen oberflächennahen Spannungszustand. Vergleiche zwischen Messungen unter Verwendung von Ultraschall und der Bohrlochmethode zeigen eine relativ gute Übereinstimmung der Ergebnisse [86,87].

Die Ultraschallmessung besitzt jedoch den Vorteil, völlig zerstörungsfrei zu arbeiten, gleichzeitig können bei geeigneter Anlagentechnik große Bauteile untersucht werden. Die Methode gibt daher immer den korrekten Spannungszustand eines Bauteils wieder, es müssen keine Ausschnitte hergestellt werden, die eine Spannungsumlagerung zur Folge haben können. Die Ergebnisse der Messungen werden in Abschnitt 5.1.3 mit den unter Verwendung von FE-Analysen berechneten Eigenspannungen des nahtnahen Bauteilbereichs verglichen.

4.7.2 Röntgenografische Eigenspannungsmessung

Die röntgenografische Methode zur zerstörungsfreien Bestimmung von Eigenspannungen basiert auf der Messung der Verzerrung der oberflächennahen Gitterstruktur. Dabei wird die Werkstückoberfläche mit Elektronenbremsstrahlung sowie einem überlagerten K_{α} -Anteil beschossen und der Reflexionswinkel über die gemessene Intensitätsverteilung im Wellenlängenbereich von K_{α} bestimmt. Je nach Anodenmaterial kann die Wellenlänge und somit die Einstrahltiefe verändert werden. Bei allen durchgeführten Messungen wurde eine Cr- K_{α} -Strahlung angeregt die bei einer Wellenlänge von $\lambda_{K_{\alpha}}=0,229$ nm bei einem Fokusdurchmesser von $D_F=0,6$ mm eine Einstrahltiefe von ca. $t_{K_{\alpha}}=10$ μ m ermöglicht. K_{α} -Strahlung entsteht durch Anregung eines Atoms (hier: Cr). Die hochenergetischen Elektronen eines Elektronenstrahls schlagen dabei ein Elektron der K-Schale (innerste Schale des Atommodells nach Bohr) heraus, was ein Nachrücken eines Elektrons der benachbarten Schale (L-Schale) bewirkt. Dabei wird K_{α} -Strahlung abgegeben, die der Bremsstrahlung mit breitem Spektrum in einer spezifischen Frequenz überlagert ist. Diese Art von Strahlung wird als charakteristische Röntgenstrahlung bezeichnet und kommt bei der Eigenspannungsmessung sowie der Materialanalyse zum Einsatz.

Durch Kenntnis des Gitterabstandes des beanspruchten Werkstoffs und dessen Rückstrahlwinkel (Bragg-Winkel) kann der gesamte Spannungstensor bestimmt werden. Voraussetzung ist dabei beim verwendeten Verfahren, dass nach der Messung senkrecht auf die Bauteiloberfläche weitere Messungen halbkugelförmig unter Variation der Drehwinkel des Koordinatensystems erfolgen. Durch dieses Vorgehen können die Richtung der Hauptspannungen bestimmt und daraus die einzelnen Spannungskomponenten des ebenen Spannungszustands berechnet werden.

Die Ergebnisse der Messungen werden in Abschnitt 5.1.3 mit den unter Verwendung von FE-Analysen berechneten Eigenspannungen des nahtnahen Bauteilbereichs verglichen.

5 Modellierung und Simulation der Temperatur- und Spannungsfelder

Das Rührreibschweißen von Aluminium unterscheidet sich hinsichtlich der Wärmeeinbringung stark von den Schmelzschweißverfahren. Der größte Anteil der Prozesswärme wird von der Werkzeugschulter infolge der Rotation und Anpresskraft erzeugt, die, durch die hohe Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums begünstigt, schnell an den eigentlichen Ort des Schweißvorgangs, der Rührzone, geleitet wird. In den folgenden Abschnitten wird ein Berechnungsmodell beschrieben, das im Rahmen dieses Projektes erstellt wurde, um Eigenspannungszustände rührreibgeschweißter Bauteile zu erfassen. Die Simulation ist nach dem Prinzip der sequentiellen Kopplung von Wärmeleitungsrechnung und mechanischer Rechnung aufgebaut. Zunächst erfolgt die Einbringung der parameterspezifischen Prozesswärme in das Bauteil, anschließend werden die Eigenspannungen in Abhängigkeit der wirkenden thermischen und mechanischen Randbedingungen berechnet.

5.1.1 Modellierung des Schweißprozesses

Zur Verifikation der Prozesssimulation lagen Ergebnisse von im Rahmen von [22] vorgenommenen Eigenspannungsmessungen vor. Die eingesetzte Methodik der Eigenspannungsmessung unter Verwendung von Ultraschall wurde in Abschnitt 4.6 beschrieben. Es wurden zwei Messungen an gleichartigen Stumpfstoßverbindungen aus EN AW-5454 O vorgenommen. Beide Messungen der Schweißverbindungen IWB-44-00004 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) und IWB-44-00008 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) ergaben relativ niedrige Eigenspannungen im Bereich von 70-90 MPa, siehe Abschnitt 5.1.3. Ausgehend von den obengenannten Schweißparameterkombinationen wurde eine Modellierungsmethodik erstellt, um die Schweißeigenspannungen beim Rührreibschweißen zu beschreiben sowie um den Einfluss äußerer Bedingungen zu erfassen. Die numerischen Berechnungsabläufe sowie die aus den durchgeführten Schweißversuchen bestimmten Eingangsgrößen sind in [Abb. 5.1](#) in einem Ablaufgraph zusammengefasst, die einzelnen Schritte sind in den folgenden Abschnitten eingehend beschrieben.

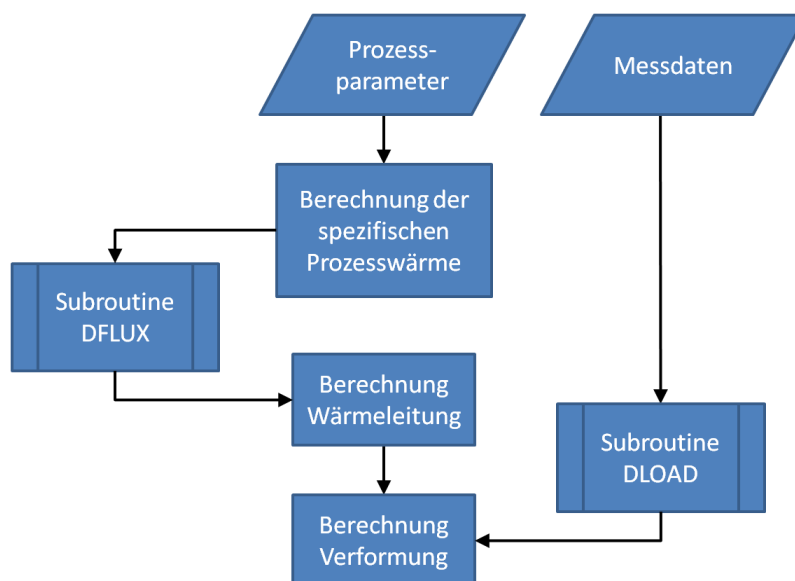


Abb. 5.1: Ablauf der Berechnung der Schweißeigenspannungen

Berechnung der beim Rührreißschweißen erzeugten Prozess-Teilwärmern

Schmidt, Hattel und Wert [14] unterteilen die Erzeugung der Prozesswärme über analytische Betrachtungen des Werkstoffzustands am Werkzeug in die Teilbereiche Werkzeugschulter, Zylinderoberfläche des Werkzeugstifts (als glatter zylindrischer Stift vereinfacht), sowie Stirnfläche des Werkzeugstifts. Die Wärmeerzeugung an der Werkzeugschulter kann demnach folgendermaßen berechnet werden:

$$I_1 = \dot{Q}_1 = \int_0^{2\pi R_{\text{Schulter}}} \int_{R_{\text{Stift}}} \omega \tau_{\text{Kontakt}} r^2 (1 + \tan \alpha) dr d\varphi$$

$$= \frac{2}{3} \pi \tau_{\text{Kontakt}} \omega (R^3 - r^3) (1 + \tan \alpha)$$
Gl. 5.1

Die von Stift über die Mantelfläche sowie die über die Stirnfläche erzeugte Wärme können näherungsweise mit den Gleichungen

$$I_2 = \dot{Q}_2 = \int_0^{2\pi H_{\text{Stift}}} \int_0 \omega \tau_{\text{Kontakt}} r^2 dz d\varphi = 2\pi \omega \tau_{\text{Kontakt}} r^2 l$$
Gl. 5.2

$$I_3 = \dot{Q}_3 = \int_0^{2\pi R_{\text{Stift}}} \int_0 \omega \tau_{\text{Kontakt}} r^2 dr d\varphi = \frac{2}{3} \pi \omega \tau_{\text{Kontakt}} r^3$$
Gl. 5.3

$$\tau_{\text{Kontakt}} = \frac{R_{p0,2}}{\sqrt{3}}$$
Gl. 5.4

mit

bestimmt werden.

Die Summe der Teilwärmeströme ergibt demnach die erzeugte Gesamtwärme. Es ist anzumerken, dass der Werkzeugradius bzw. –durchmesser kubisch in die Formulierung eingeht. Tab. 24 gibt die berechneten Teil- und Gesamtwärmen für die verwendeten Schweißparameter der berechneten Stumpfstoßverbindungen an.

Tab. 24: Teil- und Gesamtwärmeströme in Abhängigkeit von der Drehzahl

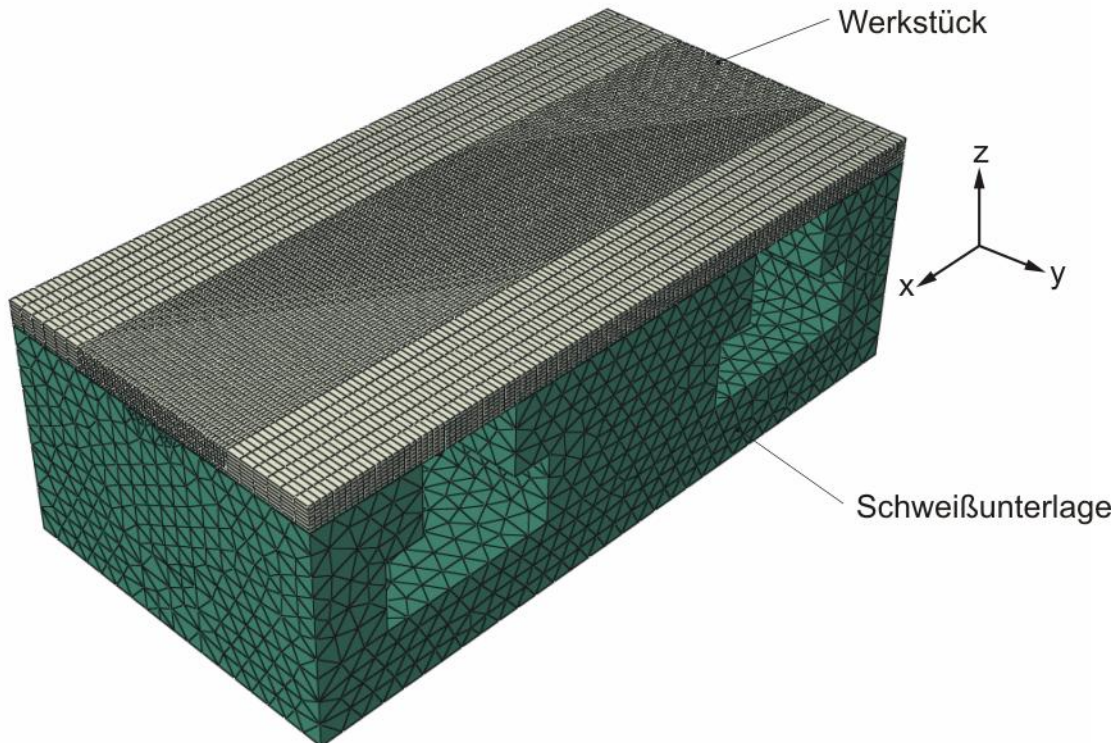
Schweißparameter	I_1 / W	I_2 / W	I_3 / W	I_{ges} / W
$n=1000 \text{ min}^{-1}$	2685,0	825,4	202,3	3712,7
$n=2000 \text{ min}^{-1}$	5370,0	1650,8	404,6	7425,4
$n=3000 \text{ min}^{-1}$	8054,9	2476,2	606,9	11138,1

Berechnungsmodell

Das gesamte Finite-Elemente-Modell, das die Basis der Berechnungen bildet, ist in Abb. 5.2 dargestellt und besteht aus der Schweißunterlage sowie dem entstehenden Werkstück. Beide Bauteile sind thermisch vollständig gekoppelt, die für die Berechnung verwendeten Materialdaten sind in Tab. 25 zusammengefasst. Zur Reduzierung der Berechnungsdauer wurde lediglich der Teil der Schweißunterlage modelliert, der sich direkt unter dem Werkstück befindet. Zur automatischen Vernetzung wurden Tetraeder-Elemente herangezogen, das Werkstück wurde zur Erhöhung der Auflösung der wirkenden Spannungen, sowie zur vereinfachten Entnahme eines Probenkörpers mit einer zur Mitte hin verfeinerten Quader-Elementierung versehen.

Tab. 25: Verwendete Materialdaten

Teil	Material	E / MPa	ρ / kg/m ³	C / kJ/(kgK)	λ / W/(m·K)
Werkstück	Aluminium	80000	2690	0,896	160
Unterlage	Stahl	215000	7850	0,460	60

**Abb. 5.2:** FE-Modell zur Berechnung von Schweißspannungen

Thermische Prozessrandbedingungen

Die nach dem Ansatz aus [14] berechnete Reibwärme wird stets an den in Wechselwirkung stehenden Oberflächen von Stift/Werkzeug und Werkstück frei, eine Modellierung des Prozesses inklusive des drehenden Werkzeugs unter Berücksichtigung aller wirkender Kontakte ist jedoch aufgrund der Komplexität sowie sehr hoher Rechenzeiten in seiner Handhabung sowie der Flexibilität hinsichtlich geometrischen Änderungen aufgrund des hohen Aufwandes unzureichend.

Für das hier beschriebene Modell wurde das Werkzeug durch eine mit Vorschubgeschwindigkeit mitlaufende Wärmequelle ersetzt. Die Oberflächenreibung der Werkzeugschulter wurde aufgrund der Erzeugung in der Berührungsebene zwischen Werkzeug und Blechen als Flächenwärmestrom, die vom Pin erzeugte Wärme zur Abbildung der dreidimensionalen Erzeugung von Wärme um das Werkzeug als Volumenstrom modelliert. Die Flächenmaße bzw. Volumina entsprechen den jeweiligen Abmessungen des Werkzeugs. Die Wärmequelle wird mit der Vorschubgeschwindigkeit über das Werkstück, das z.B. im Fall einer Stumpfstoßverbindung als einteilige Platte ausgeführt ist, verfahren. Das resultierende Temperaturprofil wird in einer sequentiellen Kopplung an die mechanische Rechnung zur Ermittlung der Eigenspannungen übergeben. [Abb. 5.3](#) zeigt das so erzeugte Temperaturfeld zu einem be-

liebigen Zeitpunkt in der Mitte des Werkstücks. Zur besseren Darstellung wurde die Platte entlang den Ebenen x-z (Symmetrieebene) sowie y-z (in Vorschubrichtung) geschnitten.

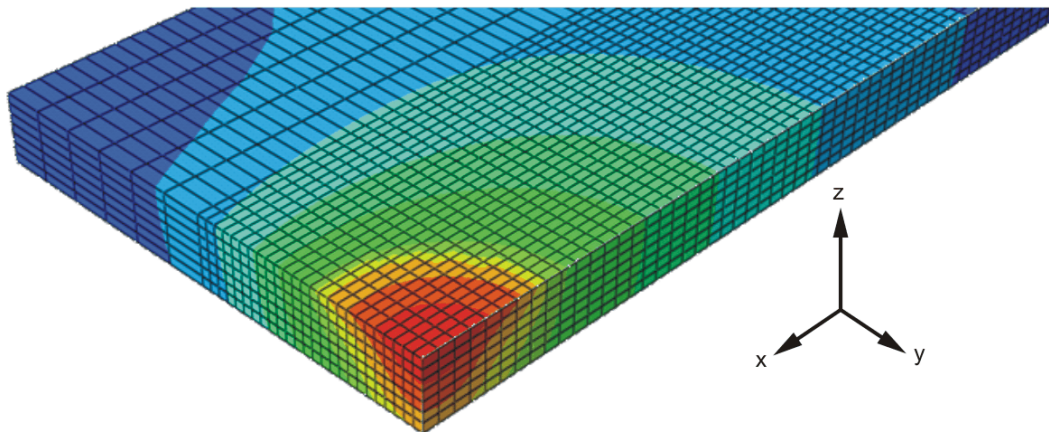


Abb. 5.3: Erzeugtes Temperaturprofil im Schnitt

In [Tab. 24](#) sind die berechneten Teilwärmern sowie die Gesamtwärme für die jeweiligen verwendeten Schweißparameter angegeben. Der Vergleich der generierten Teilwärmern mit der Gesamtwärme verdeutlicht den Einfluss der Schulter auf das Temperaturfeld des Rührreißschweißprozesses. Anhand der thermischen Simulation kann der Einfluss äußerer Randbedingungen auf die Ausbildung der Fügetemperaturen analysiert werden. Die Schweißunterlage stellt aufgrund der großen Auflagefläche der Bleche sowie dem großen Volumen der Anlage, verglichen mit dem Materialvolumen der Bleche, eine Wärmesenke dar. In einer Parameterstudie wurde der Schweißprozess bei konstanten Schweißparametern unter Verwendung von Unterlagen unterschiedlicher Wärmeleitfähigkeit λ sowie Wärmekapazitäten C simuliert. [Tab. 26](#) gibt die Unterlagenwerkstoffe, ihre thermischen Materialeigenschaften sowie die berechnete Maximaltemperaturen an. Es handelt sich um die Maximaltemperaturen im quasistationären Nahtbereich ($x \geq 50$ mm, vgl. Abschnitt 4.1.1) für den Parametersatz IWB-44-00004 ($n=2000$ min⁻¹, $v_x=250$ mm/min) [22].

Tab. 26: Materialeigenschaften Badstütze sowie berechnete Maximaltemperaturen

Material Badstütze	$T_{\max} / ^\circ\text{C}$	$\lambda / \text{W}/(\text{mK})$	$C / \text{kJ}/(\text{kgK})$	$\rho / \text{kg}/\text{m}^3$
CuCrZr	455	322	0,370	8910
Stahl	484	60	0,460	7850
Nimonic80	503	11,2	0,448	8190
Isolation (ideal)	536	-	-	-

Die Fügetemperaturen steigen mit zunehmendem Wärmestau in der Fügezone bis zum Maximalwert, der für die Berechnung perfekt isolierter Fügepartner erreicht wird. Exemplarisch ist in [Abb. 5.4](#) das Temperaturfeld einer Schweißung mit simulierter Unterlage aus Nimonic80 unter Angabe der Temperaturwerte dargestellt. Die Berechnung vollständig isolierter Fügepartner erfolgte durch Modellierung ohne Unterlage zur Ermittlung der maximal möglichen Fügetemperatur.

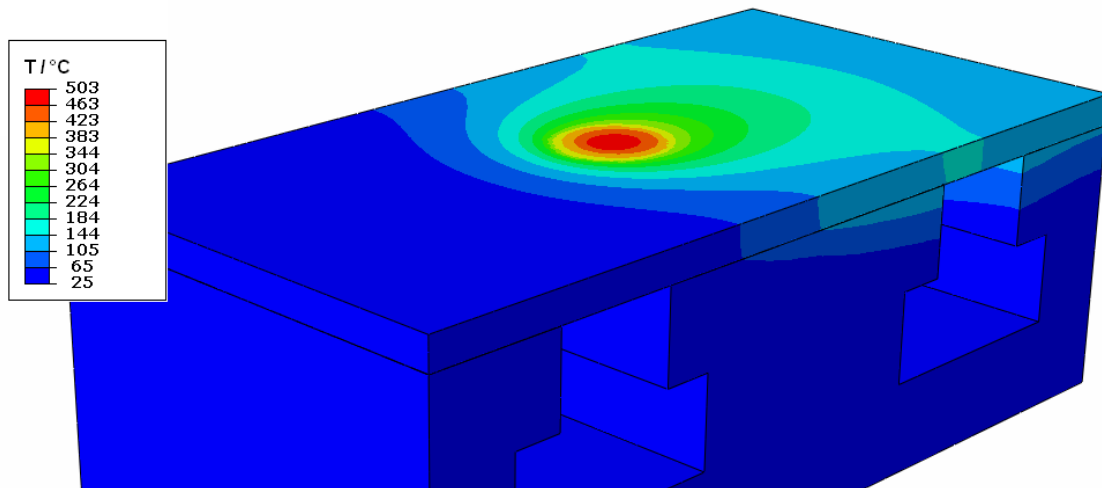


Abb. 5.4: Berechnungsergebnis thermische Simulation (Badstütze: Nimonic80, $n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

Im Rahmen einer weiterführender Untersuchungen mit dem Fokus auf Dünnschweißverbindungen (EN AW-6016 T4, $t_{6016}=1,1 \text{ mm}$), wurden thermografisch überwachte Schweißversuche unter Verwendung von CuCrZr, Stahl sowie Nimonic80 zur Ermittlung des Einflusses der Fügtemperatur auf die Größe von Parameterfeldern durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse werden durch diese Versuche qualitativ bestätigt. Zwischen den Unterlagematerialien CuCrZr, Stahl sowie Nimonic 80 ergaben sich Temperaturunterschiede von $\Delta T \approx 30 \text{ K}$ [88], vgl. auch [89].

5.1.2 Berechnung der Eigenspannungen unter Berücksichtigung der thermischen Prozessrandbedingungen

Das mechanische Rechenmodell wurde in mehreren Schritten aufgebaut und iterativ der Realität angepasst. Zunächst wurde ein Modell erstellt, das unter Verwendung temperaturabhängiger Fließkurven die Berechnung des Eigenspannungszustands in einer Platte erlaubte, ohne Berücksichtigung von äußeren Zwangsbedingungen (Niederhaltereinfluss, Kontakt zur Unterlage). Aufgrund der guten Ergebnisse, verglichen mit den vorliegenden Messungen des IZfP Saarbrücken (vgl. Abschnitt 5.1.3), wurden in einem weiteren Modell die Reibung der Unterlage sowie die Niederhalterkraft mit einbezogen. Die Aufbringung der Niederhalterkraft erfolgt als Druck, der auf die Randbereiche des Blechs wirkt. [Abb. 5.5](#) beschreibt schematisch alle berücksichtigten mechanischen Randbedingungen. Die Schweißunterlage wird zur statischen Bestimmung des Systems an der unteren Oberfläche fixiert, die Fügepartner durch den konstanten Niederhalterdruck p_{nh} über einen Reibkontakt (konstanter Reibkoeffizient $\mu=0,3$) auf der Schweißunterlage gehalten. Zur Anpassung der Simulation an die tatsächlich an der Fügestelle wirkenden Kräfte wird die in Schweißversuchen gemessene mittlere Anpresskraft in einen Werkzeugdruck p_{wz} (gleichmäßige Verteilung über Gesamtfläche der Werkzeugschulter) umgerechnet.

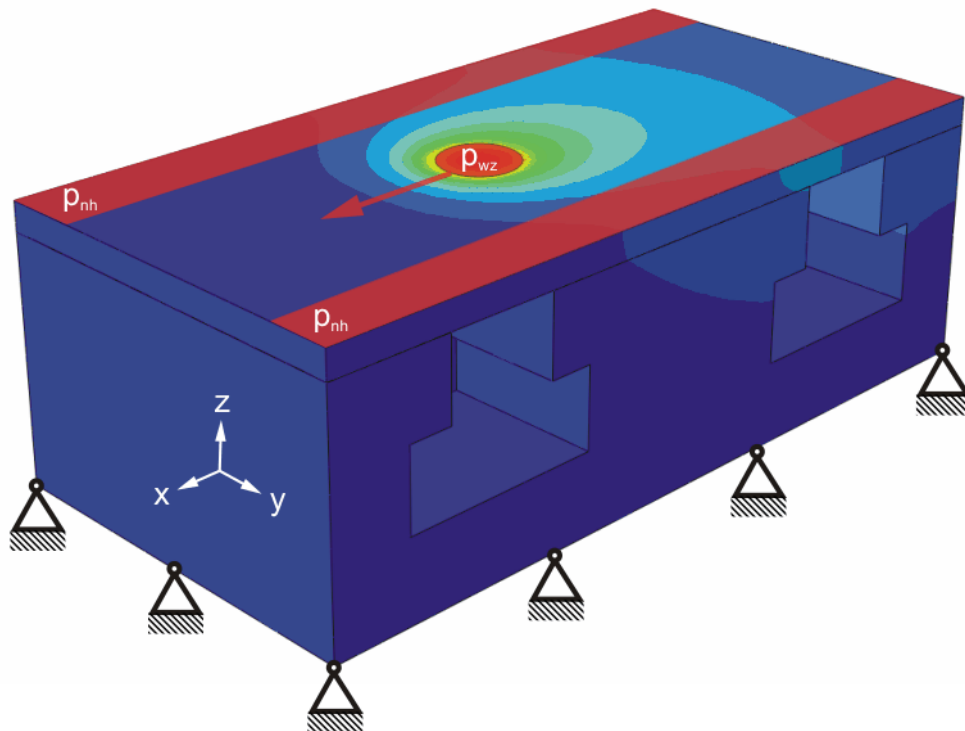


Abb. 5.5: Randbedingungen zur Durchführung der mechanischen Simulation von Schweißeigenspannungen

Die Aufbringung des Anpressdrucks des Werkzeugs (p_{wz}) erfolgt mitlaufend über die Abaqus-Subroutine *DLOAD und wird der in der thermischen Simulation berechneten Wärmequelle direkt überlagert, die Vorschubrichtung ist durch den roten Pfeil gekennzeichnet.

Die Berechnung der Eigenspannungen an Überlappverbindungen ist durch die Vielzahl der Kontakte im Bereich der Auflage zeitintensiv, zur Berechnung der Eigenspannungen in Überlappverbindungen wurden daher die einzelnen, am Überlapp zusätzlich in Kontakt stehenden, Bleche durch ein einziges Bauteil ersetzt. Die unverbundenen Teile des Blechs wurden durch geöffnet modellierte Nahtbereiche (Seam) ersetzt.

Da keine temperaturabhängigen Fließkurven des Grundwerkstoffs zur Verfügung standen, wurden der Simulation elastisch-plastische Fließkurven zugrunde gelegt. Aufgrund der Annahme, dass die zu berechnenden Dehnungen geringer als die Gleichmaßdehnung seien, wurde bei Raumtemperatur die technische Fließkurve von EN AW-5454 O hinterlegt. Für erhöhte Temperaturen wurde aufgrund nicht vorhandener Materialdaten die aluminiumtypische Abnahme des E-Modul qualitativ aus [90] und [91] anhand der temperaturabhängigen Fließkurven von EN AW-5***-Legierungen bestimmt. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve des Zugversuchs wurde anschließend angelehnt an [92] skaliert, bis ein geglätteter Verlauf zwischen elastischem und plastischem Verhalten vorlag. [Abb. 5.6](#) zeigt exemplarisch einige der verwendeten Fließkurven für die Temperaturstufen $T=25^{\circ}\text{C}$, 100°C , 200°C , 400°C sowie 500°C . Das Verhalten vieler Aluminiumlegierungen bei hohen Temperaturen $T>400^{\circ}\text{C}$ ist ähnlich, der Einfluss der chemischen Zusammensetzung ist reduziert und verschwindet zunehmend, vgl. [93][94][95].

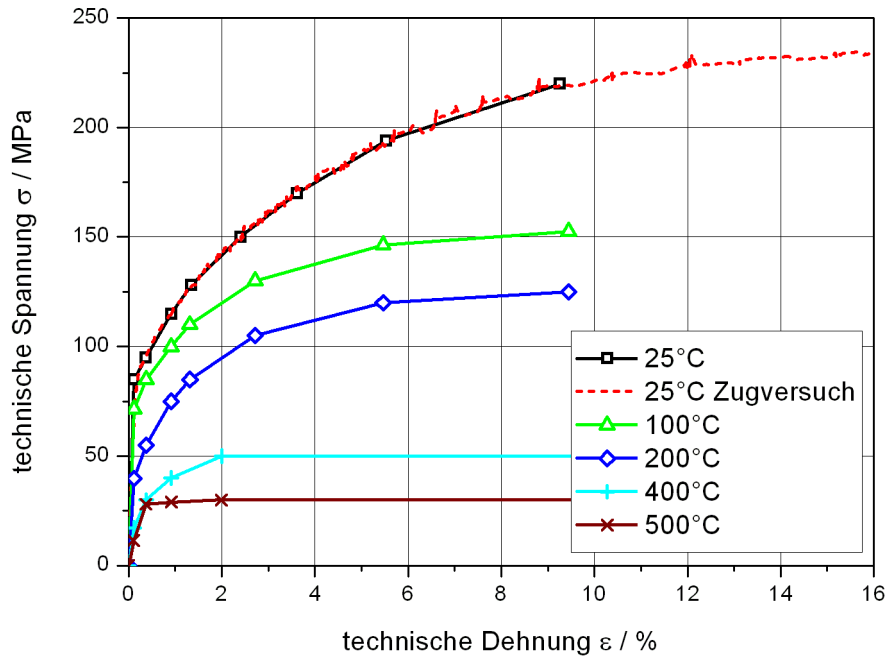


Abb. 5.6: Angenommene temperaturabhängige Fließkurven EN AW-5454 O

5.1.3 Ergebnisse der Eigenspannungsberechnungen

Stumpfstoßverbindungen

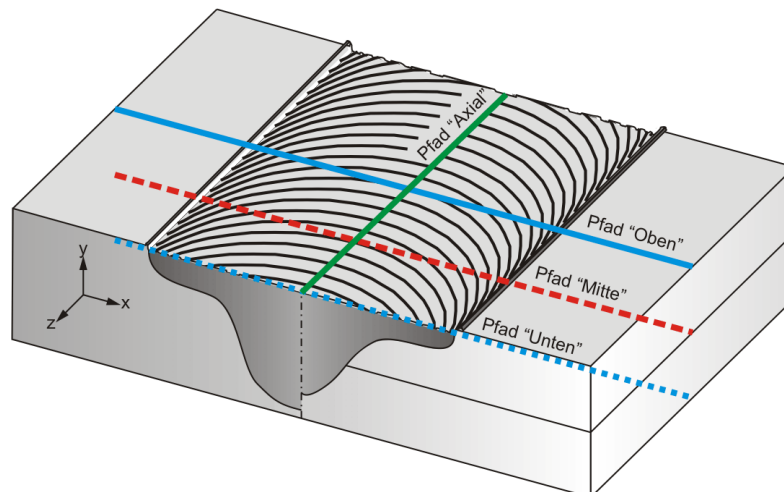


Abb. 5.7: Pfadbezeichnung

Die Ergebnisse der Simulation der Stumpfstoßverbindung unter Verwendung der Schweißparameter, die zur Fertigung der Schwingproben zur Beurteilung der zyklischen Eigenschaften dienen ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$), sind in Form von Axial- und Querspannung in [Abb. 5.8](#) dargestellt. Zur Darstellung wurden Pfade an der Bauteil Ober- und Unterseite in der Mitte der Verbindung ($x=50 \text{ mm}$) ausgewertet und eine mittlere Spannung berechnet, siehe [Abb. 5.7](#).

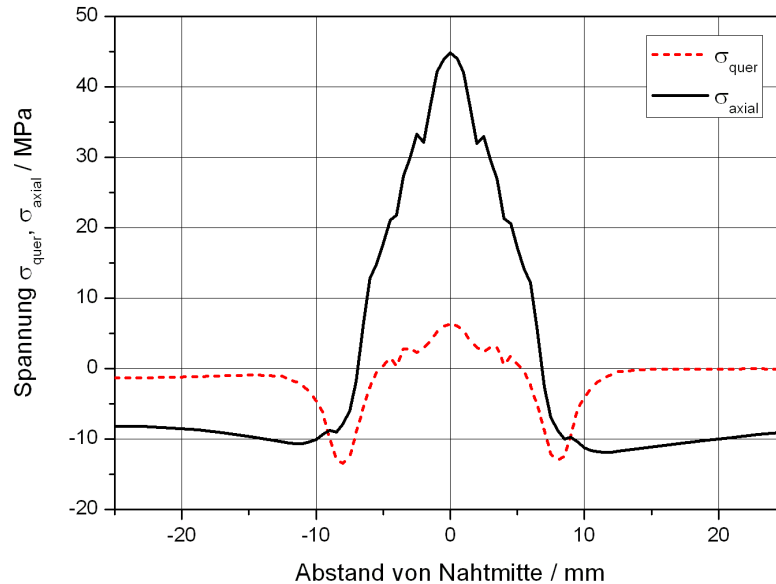


Abb. 5.8: Eigenspannungsverläufe ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$, Pfad „Oben“)

Die Spannungsverläufe entsprechen qualitativ den in Abschnitt 2.2 dargestellten Spannungsverteilungen der Quer- und Axialspannungen in flächenhaften Schweißkonstruktionen. Der Quer- und Axialspannungsverlauf parallel zur Nahtachse entlang des Pfades „Axial“ ist in [Abb. 5.9](#) dargestellt.

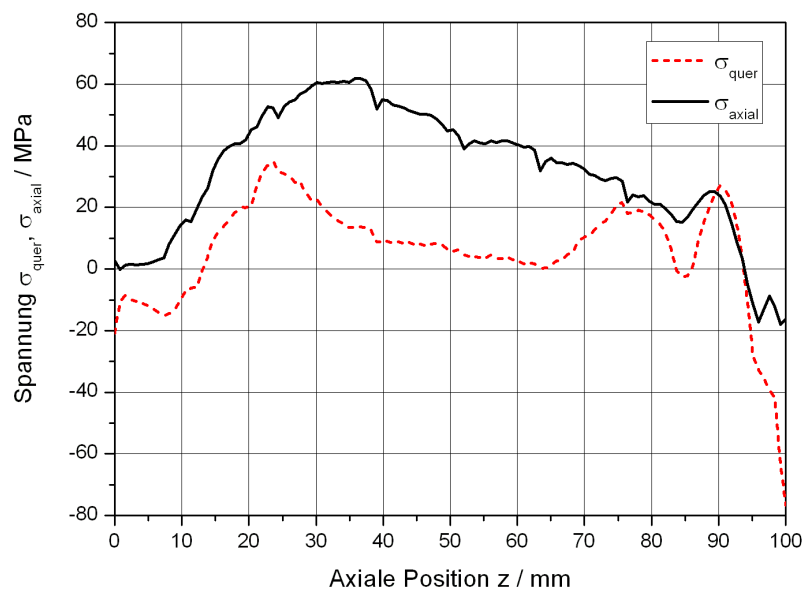


Abb. 5.9: Eigenspannungsverläufe ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$, Pfad „Axial“)

Die Eigenspannungen bilden sich entsprechend einer in der Stahlverarbeitung herkömmlich als „langsame Schweißung“ typisierten Naht aus. Die über die Naht hinausreichenden Blechenden sind nicht dargestellt, daher befinden sich die dargestellten Eigenspannungen im betrachteten Bereich zum Teil nicht im Gleichgewicht.

[Abb. 5.10](#) und [Abb. 5.11](#) zeigen die Spannungsverläufe der Verbindungen IWB-44-00004 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) und IWB-44-00008 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$).

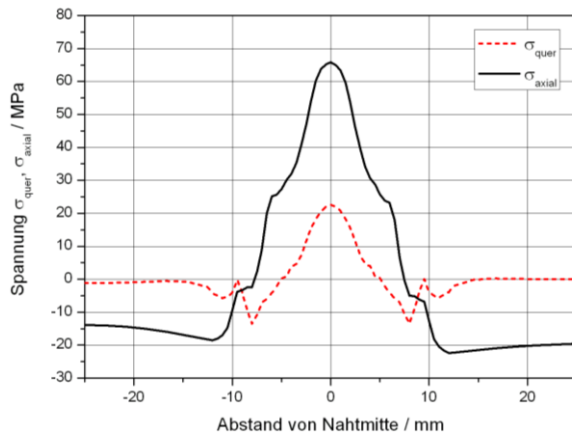


Abb. 5.10: Eigenspannungsverlauf Pfad „Oben“ ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

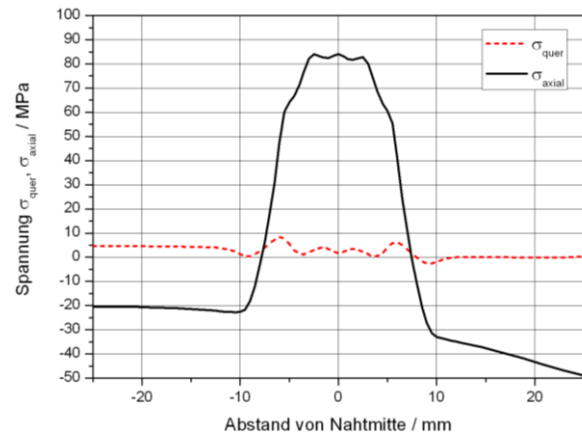


Abb. 5.11: Eigenspannungsverlauf Pfad „Oben“ ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Grundsätzlich kann festgestellt werden, dass mit zunehmender Wärmeeinbringung die Höhe der Eigenspannungen zunimmt. Die Spannungsverläufe entlang der x-Achse der Schweißung sind in [Abb. 5.12](#) und [Abb. 5.13](#) dargestellt.

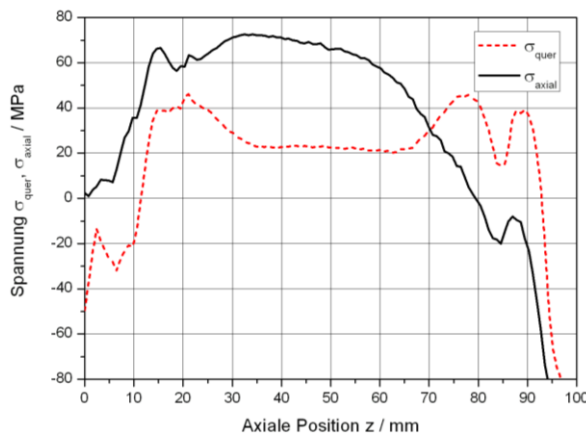


Abb. 5.12: Eigenspannungsverlauf Pfad „Axial“ ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

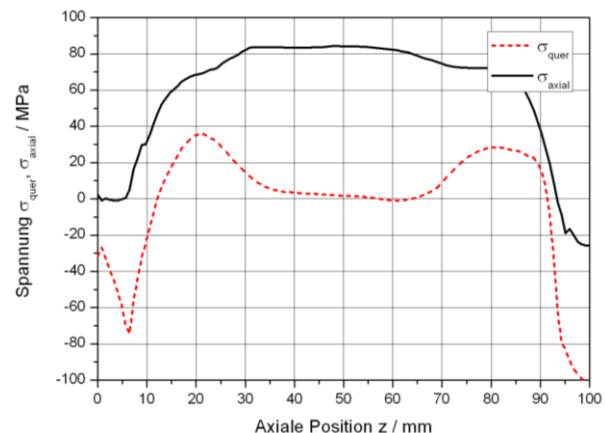


Abb. 5.13: Eigenspannungsverlauf Pfad „Axial“ ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Durch die im Rahmen des Projektes [22] durchgeführten Eigenspannungsmessungen mit Ultraschall besteht die Vergleichsmöglichkeit der hier simulativ ermittelten Eigenspannungen und somit die Möglichkeit der Verifizierung der Berechnungsmethoden. Der Vergleich der Messungen des IZFP Saarbrücken [22] und der Berechnung wurde auf Basis der von Mises-Vergleichsspannung durchgeführt. [Abb. 5.14](#) und [Abb. 5.15](#) zeigen den Vergleich der durchgeführten Messungen mit den gemittelten Vergleichsspannungswerten der Verbindungen IWB-44-00004 und IWB-44-00008. Die berechneten Spannungswerte liegen unterhalb der gemessenen Größen, bei Verbindung IWB-44-00008 kann ein unsteter Verlauf der Eigenspannung beobachtet werden. Der Vergleich zeigt eine qualitativ und quantitativ ordentliche Übereinstimmung. Die relativ niedrigen Eigenspannungen bestätigen die bisher im Bereich von Eigenspannungsmessung und –simulation veröffentlichten Ergebnisse [96][97][98][99][100]. Die Ursache für die Abweichung der Simulation von den Messergebnissen liegt in der Simulationsmethodik. Um eine genauere, d.h. örtlich höher aufgelöste Vorhersage der Eigenspannungen zu erzielen, muss der Rührprozess und die daraus resultierende Gefügeverzerrung berücksichtigt werden. Die bisher entwickelten Ansätze zur fluidmechanischen

Beschreibung (z.B. [66][101][102]) könnten so in Zukunft mit Ausscheidungssimulationen sowie der Berechnung des rekristallisierten Bauteilbereichs gekoppelt werden und eine verbesserte Vorhersagegenauigkeit ermöglichen.

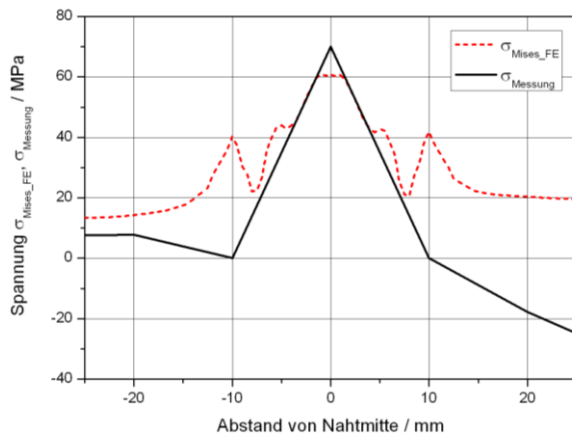


Abb. 5.14: Eigenspannungsverläufe
($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

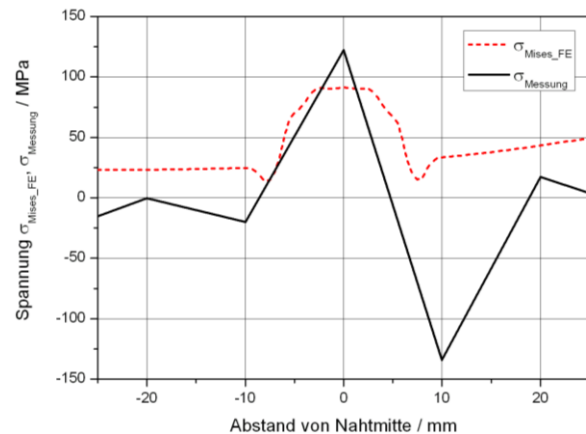


Abb. 5.15: Eigenspannungsverläufe
($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Überlappverbindungen

Aufgrund der relativ guten Übereinstimmung der gemessenen und in der Simulation bestimmten Eigenspannungen für Stumpfstoßverbindungen kann davon ausgegangen werden, dass die Eigenspannungsverteilung beruhend auf den Mechanismen der Wärmedehnung und -schrumpfung sowie der Einfluss der Anpresskraft des Werkzeugs erfasst wird. Eigenspannungen im mikrostrukturellen Maßstab können aufgrund der gewählten Methodik nicht berücksichtigt werden. Somit kann die Simulation der Eigenspannungsverteilung in Überlappverbindungen wie im Fall der Stumpfstoßverbindungen kein exaktes Ergebnis vorhersagen. Die Ergebnisse können jedoch näherungsweise Aufschlüsse über die wirkenden Spannungen in der Umgebung der Fügezone geben. Diese werden hinsichtlich ihrer Wirkung auf den Spannungszustand unter äußerer Belastung analysiert und bewertet.

Abb. 5.16 und Abb. 5.17 zeigen die simulativ ermittelten Eigenspannungszustände von Pfaden an der Ober- und Unterseite der Bleche senkrecht zur Nahtachse, siehe Abb. 5.7. Der Verlauf der Quereigenspannung an der Bauteiloberseite wird durch den aufgetragenen Werkzeugdruck verursacht. An der Kante des Werkzeugs mit dem Schulterdurchmesser von $D=12 \text{ mm}$ verursacht der Werkzeugdruck Druckeigenspannungen von ca. $\sigma_{\text{quer}}=20 \text{ MPa}$, in direkter Nachbarschaft resultiert daraus eine Zugzone. An der Blechunterseite verläuft der Eigenspannungsverlauf sehr gleichmäßig bei niedrigen Werten, lediglich bei Erreichen der Position der Überlapplänge (15 mm Abstand von Nahtachse) bewirkt der durch den auf die Verbindung ausgeübte Druck eine leichte Plastifizierung. Ein ähnliches niedriges Eigenspannungsniveau kann für die Axialspannung bestimmt werden.

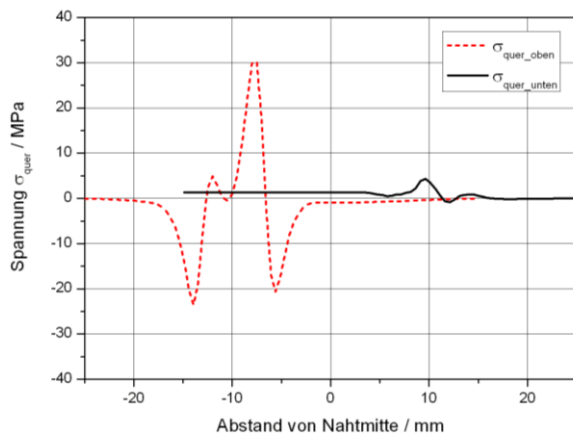


Abb. 5.16: Eigenspannungsverlauf
($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

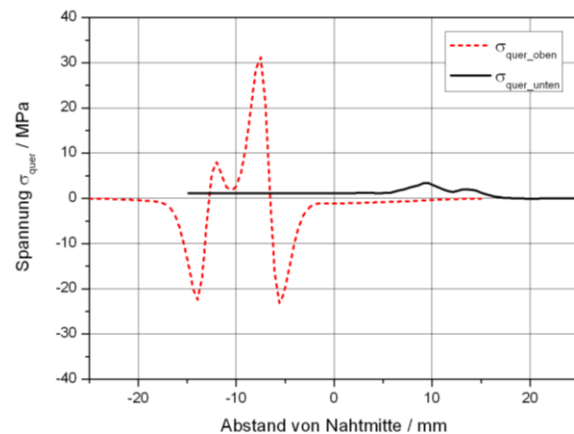


Abb. 5.17: Eigenspannungsverlauf
($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

Die Eigenspannungsverläufe der Verbindung beider Parametersätze ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$; $n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) weisen einen nahezu identischen Verlauf der Quer-Eigenspannungen an Ober- und Unterseite auf. Die maximalen Eigenspannungen an der Bauteiloberseite sind bei höherer Wärmeeinbringung ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) leicht erhöht, wohingegen die Eigenspannungen an der Bauteilunterseite abnehmen.

Der Vergleich mit den röntgenografisch ermittelten Oberflächeneigenspannungen (siehe Abschnitt 4.7.2) entlang des Pfades an der Probenoberseite ist in anhand der Quer-Eigenspannungen in **Abb. 5.18** dargestellt. Die maximalen Zug-Eigenspannungen des aus einer Schweißung der Parameter IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) stammenden Probenausschnitts werden durch die Simulation relativ gut erfasst, im Druckbereich sind die gemessenen Eigenspannungen höher, was auf eine Plastifizierung der Oberfläche durch die Schulter zurückzuführen ist.

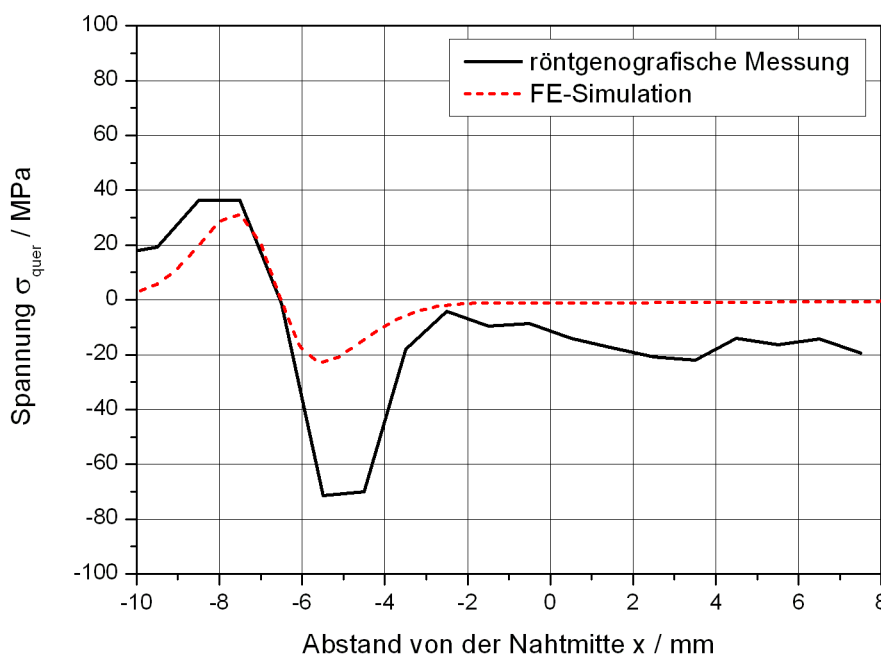


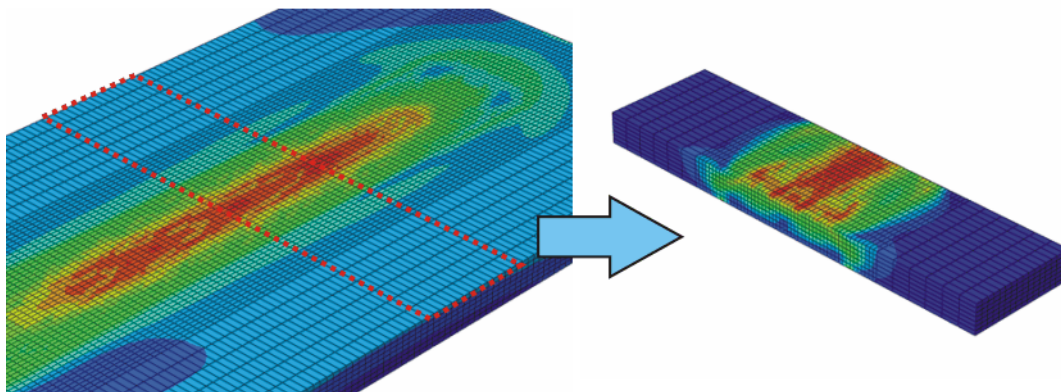
Abb. 5.18: Vergleich der simulativ und röntgenografisch ermittelten Eigenspannungsverläufe ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

Aufgrund der guten Übereinstimmung der der Ergebnisse kann davon ausgegangen werden, dass die Eigenspannungsverteilung durch die Simulation tendenziell korrekt abgebildet wird.

Bewertung des Einflusses von Eigenspannungen auf das Bauteilverhalten

Zur Analyse eines möglichen Einflusses auf die Verbindungseigenschaften können die in den vorangegangenen Abschnitten beschriebenen simulierten Eigenspannungen nicht direkt verwendet werden, da die Bauteilprüfung stets an Proben aus der Bauteilmitte erfolgt, um einen Einfluss von instationären Prozessbedingungen zu Beginn und am Ende der Schweißung auszuschließen. Durch das Zerteilen einer eigenspannungsbehafteten Struktur erfolgen eine Umlagerung sowie ein Abbau der Eigenspannungen aufgrund der veränderten Randbedingungen aus der Steifigkeit des entfernten umgebenden Bleches. So resultieren im Fall der Misch-Überlappverbindungen aus EN AW-5454 und EN AW-6016 aus der unterschiedlichen Wärmeausdehnung parameterabhängig teilweise eine starke Verwölbung des dünnen Bleches aus EN AW-6016. Der Zuschnitt der Proben führte zu einem Spannungsabbau innerhalb der Verbindungen, sodass die Proben nahezu verformungsfrei der Prüfung zugeführt werden konnten.

Zur korrekten Abbildung des Spannungsabbaus bei der Probenfertigung wurde den simulierten Verbindungen in Bauteilmitte eine Probe der konstanten Probenbreite $w=13\text{ mm}$ entnommen. Diese Probenbreite entspricht dem geringsten Querschnitt der geprüften Schwingproben. Die Probenentnahme aus dem Modell nach einem Abkühlschritt und dem Entfernen aller Randbedingungen ist in [Abb. 5.19](#) dargestellt.



[Abb. 5.19](#): Probenentnahme aus dem FE-Modell durch „Freischneiden“ einer Zugprobe

In allen Fällen führte dieser Schritt, der durch die Abaqus „model change“-Option vorgenommen wurde, zu einer starken Reduktion der Eigenspannungen. Beispielhaft ist in [Abb. 5.20](#) der Eigenspannungszustand der Probe aus der Stumpfstoßverbindung der Parameter ($n=1000\text{ min}^{-1}$, $v_x=250\text{ mm/min}$) nach Entfernen des umgebenden Bleches dargestellt. [Abb. 5.21](#) bis [Abb. 5.23](#) geben einen Überblick über die maximalen verbleibenden Quer- und Längseigenspannungen aller simulierten Stumpfstoßverbindungen. Dazu wurden die Axial- und Quer-Eigenspannungen entlang von Pfaden an der Probenober- und -unterseite ausgewertet. Die Bezeichnungen t_0 und t_1 bezeichnen den Zustand vor bzw. nach Entfernen des die Probe umgebenden Bleches. Im Allgemeinen werden die Axial-Eigenspannungen reduziert und umgelagert, sodass die Quer-Eigenspannungen zunehmen. Um einen Einfluss der simulativ ermittelten Eigenspannungen auf das Bauteilverhalten auszuschließen, wurde eine elastisch-plastische Berechnung der Zugspannungen bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Höhe der aufgebrachten Belastung entspricht dabei der Beanspruchung bei Oberlast des Lasthorizonts ($F_O=9000\text{ N}$, $F_U=900\text{ N}$). Bereits unterhalb $F_O=4200\text{ N}$ ist der gesamte Probenquerschnitt in hohem Maße plastisch verformt. Die Eigenspannungen haben somit einen vernachlässigbaren Einfluss auf das zyklische Bauteilverhalten.

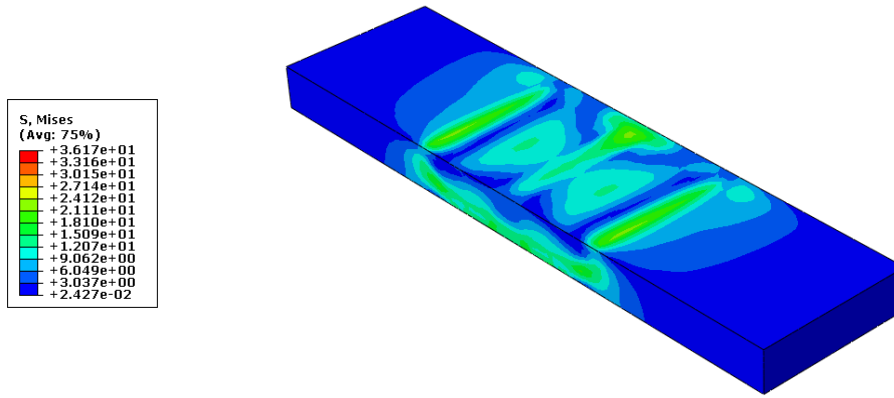


Abb. 5.20: Spannungsverteilung nach simulierter Probenentnahme Stumpfstoß EN AW-5454 O ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

Aus dem Vergleich der simulativ ermittelten Eigenspannungen ist die Tendenz der Zunahme der Quer-Eigenspannungen bei steigender eingebrachter Streckenenergie ersichtlich. Die Höhe der Vorschubgeschwindigkeit stellt einen entscheidenden Faktor bei der Ausbildung der Axial-Eigenspannungen dar, so steigen diese bei einer Verdopplung der Vorschubgeschwindigkeit vor allem auf der Blechunterseite an.

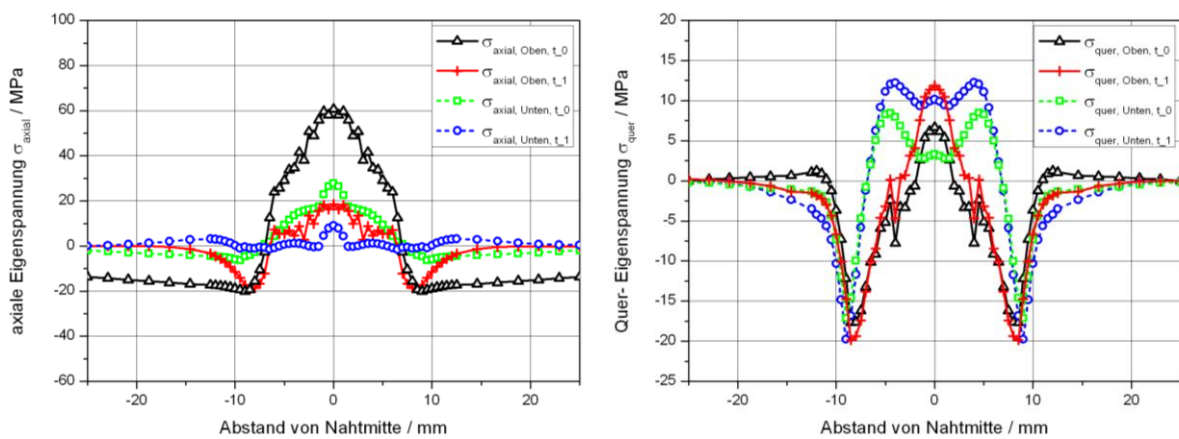


Abb. 5.21: Eigenspannungsverläufe ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

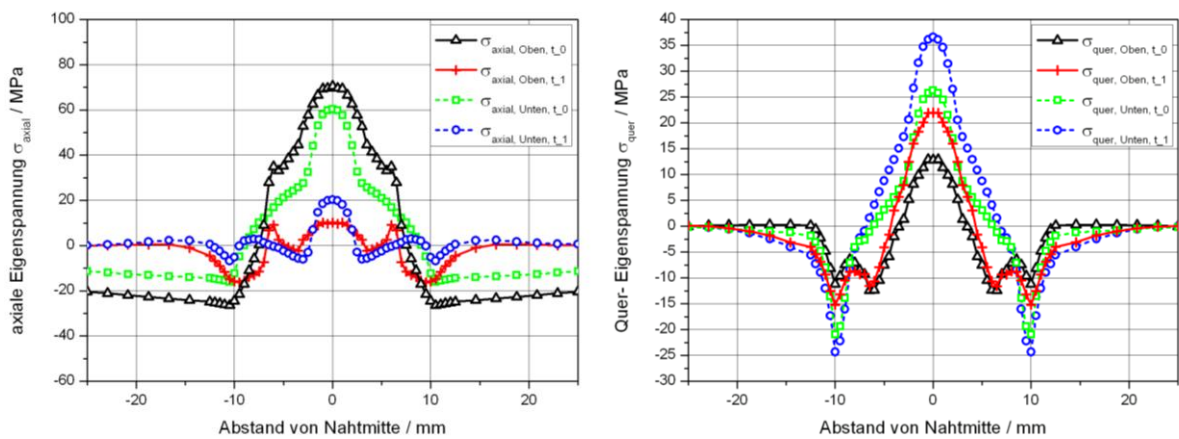


Abb. 5.22: Eigenspannungsverläufe ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

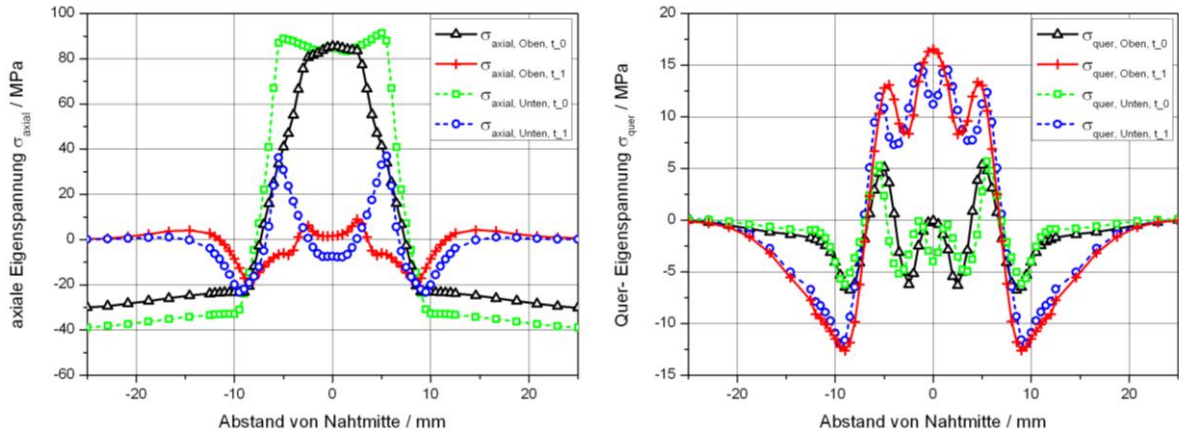


Abb. 5.23: Eigenspannungsverläufe ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Die Axial- und Quer- Eigenspannungen der Überlappverbindungen wurden entlang von Pfaden an der Bauteiloberseite sowie in der Bauteilmitte bestimmt. [Abb. 5.24](#) und [Abb. 5.25](#) zeigen die Eigenspannungszustände (Quer- und Axialeigenspannungen) der Proben der Verbindungen IMWF-11-00001 ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) sowie IMWF-11-00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) vor (t_0) und nach (t_1) Freischneiden des Probenausschnitts ($b=13 \text{ mm}$).

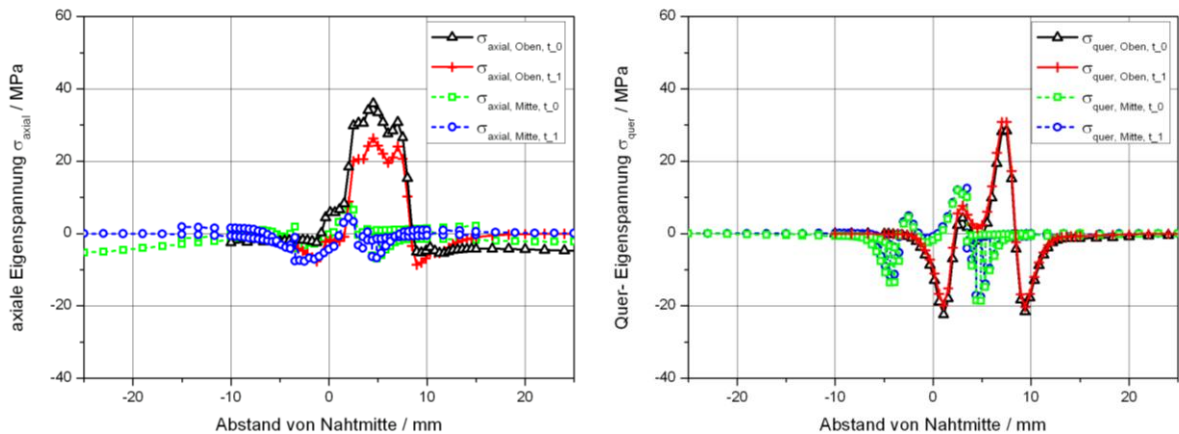


Abb. 5.24: Eigenspannungsverläufe ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

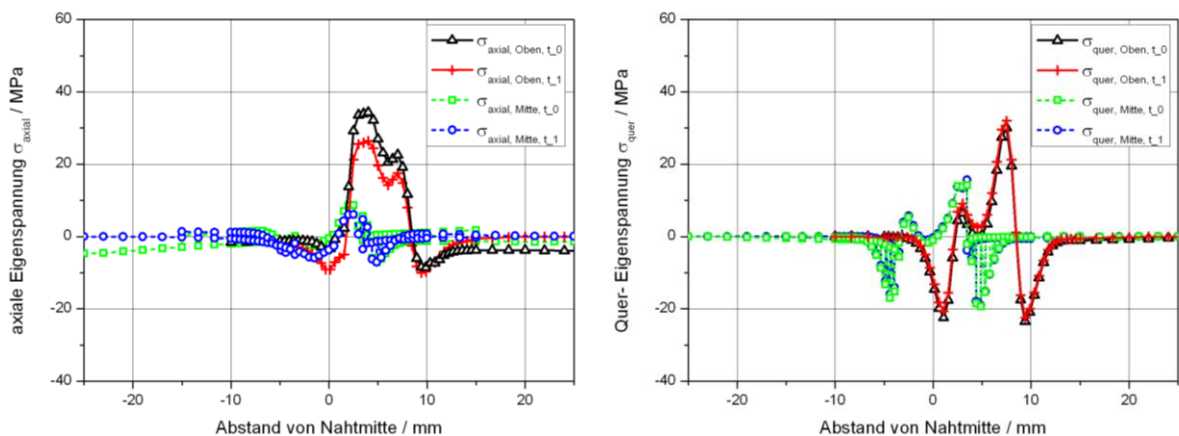


Abb. 5.25: Eigenspannungsverläufe ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$)

Die axialen Eigenspannungen werden durch den Verlust der Steifigkeit des umgebenden Bleches reduziert, im Gegensatz zu den Stumpfstoßverbindungen ergibt sich keine Zunahme der Quer-Eigenspannungen. [Abb. 5.26](#) zeigt die Überlappverbindung der Parameter IMWF-

11-00001 ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) bei einer Belastung von $F_O=2000 \text{ N}$. Zur beanspruchungsgerechten Simulation wurde die Verbindung um zwei Blechabschnitte zur Abbildung der freien Probenlänge erweitert.

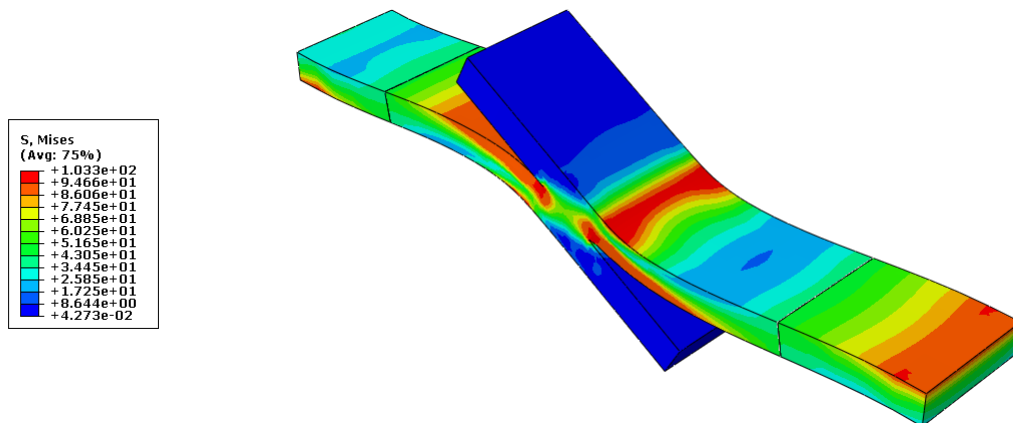


Abb. 5.26: Elastisch-plastische Spannungsverteilung Zugversuch Überlappverbindung EN AW-5454 O ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$, $F_O=2000 \text{ N}$; Verformung stark überhöht dargestellt)

Die Spannungsverteilung in der Probe lässt trotz relativ grober Vernetzung der Probe auf eine starke Plastifizierung des Bereichs der Kerbumgebung schließen, wodurch der Einfluss auf das Verbindungsverhalten der aus dem Schweißprozess resultierenden Quer-Eigenstressungen reduziert wird. Eine ausführliche theoretische Betrachtung und die genaue Berechnung des Spannungszustands in Überlappverbindungen wird in Abschnitt 5.2 vorgenommen.

5.2 Analytische Berechnung der Maximalspannungen in einschnittigen Überlappverbindungen mit starrer Fügezone

Die Ermittlung der auftretenden Spannungen im höchstbeanspruchten Bereich einer FSW-Überlappverbindung ist notwendig, um eine festigkeitsmäßige Bewertung der Verbindungsqualität zu ermöglichen. Durch die Nutzung von FE-Methoden ist die Berechnung der wirkenden Maximalspannung grundsätzlich möglich, jedoch bedeutet die Verwendung von FE-Programmen sowohl monetären als auch einen zeitlichen hohen Aufwand zur korrekten Abbildung der Beanspruchungssituation. Für Auslegungszwecke sowie zur Bewertung von quasistatischen und zyklischen Bauteilversuchen soll daher eine analytische Methodik zur Bestimmung der Maximalspannung sowie der Verformung von einschnittigen Überlappverbindungen in den Grenzen des elastischen Verbindungsverhaltens geschaffen werden. Zur Berechnung von Spannungen in Überlappverbindungen bestehen aus der Klebetechnik stammende Ansätze, die die wirkende Schubspannung in der Klebschicht unter Berücksichtigung der Bauteilverformung wiedergeben [103][104][105][106][107]. Für Rührreißschweißverbindungen sind jedoch überwiegend nicht die Schubspannungen in der Fügeebene für ein Versagen des Bauteils entscheidend, sondern die maximale Spannung in direkter Nachbarschaft zur Fügezone (siehe [Abb. 5.27](#)). Alle in den oben genannten Veröffentlichungen vorgestellten Berechnungsverfahren beruhen auf einer komplexen inkrementellen Lösung des Problems, das, durch Tabellenwerke ergänzt, sehr genaue Ergebnisse erzielen kann, während im Folgenden ein vereinfachtes Konzept zur schnellen Abschätzung der wirkenden Strukturspannungen in Überlappverbindungen jeglicher Konfiguration beschrieben wird. In

Abschnitt 5.3.3 wird anschließend eine praktikable Optimierungsmöglichkeit zur Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit vorgestellt. Die Berechnungsmethodik wurde für die Abschätzung der maximalen Strukturspannungen während der zyklischen Prüfung entwickelt und gilt aufgrund des Berechnungsansatzes nur für kleine Auslenkungen bzw. Verformungen.

In Analogie mit den in der Literatur verwendeten Begrifflichkeiten soll eine FSW-Verbindung daher als „Verbindung mit starrer Zwischenschicht“ [104] (hier: Dicke der Zwischenschicht $t_z=0$, berücksichtigt Klebeschichten zwischen Bauteilen) bezeichnet werden. Durch die in dieser Arbeit hergestellten Mischverbindungen besteht die Notwendigkeit, die bestehenden Ansätze um asymmetrische einschnittige Überlappverbindungen zu erweitern. Das den Berechnungen zugrundeliegende reduzierte mechanische Modell soll im Folgenden beschrieben werden, die Berechnungsergebnisse sind in Abschnitt 5.2.3 dargestellt. Ein Vergleich der analytisch berechneten Verformung sowie der Bauteilspannungen mit FE-Berechnungen folgt in Abschnitt 5.3.

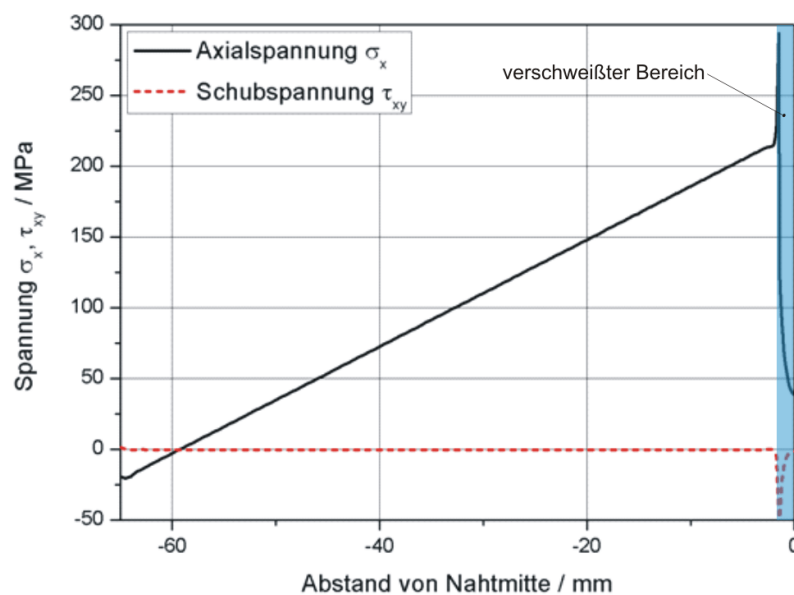


Abb. 5.27: Axiale Spannungsverteilung der maximal beanspruchten Randfaser einer Überlappverbindung ($t_{1,3}=1$ mm, $b=3$ mm, aufgrund von Symmetrie halbe Verbindung dargestellt)

5.2.1 Mechanisches Ersatzmodell zur Bestimmung der wirkenden Schnittmomente in einer Überlappverbindung

Bedingt durch den exzentrischen Angriff von Zugkräften an einer Überlappverbindung resultiert ein Biegemoment, das sich als Biegespannung der wirkenden Zugbeanspruchung überlagert. In einem ersten Modell soll der Momentenverlauf in Abhängigkeit der Bauteilabmessungen a und c bestimmt werden. Die Fügezone soll hier durch eine Linienkopplung ersetzt werden, d.h. die Länge der Verbindung beträgt $b=0$, vgl. [Abb. 5.29](#). Das verwendete Koordinatensystem wird zur Berechnung gedreht, siehe [Abb. 5.28](#).

Das mechanische Ersatzmodell ist zusammen mit den wirkenden Randbedingungen in [Abb. 5.28](#) dargestellt. (Randbedingungen entsprechen den Prüfeinrichtungen in quasistatischer und zyklischer Prüfung)

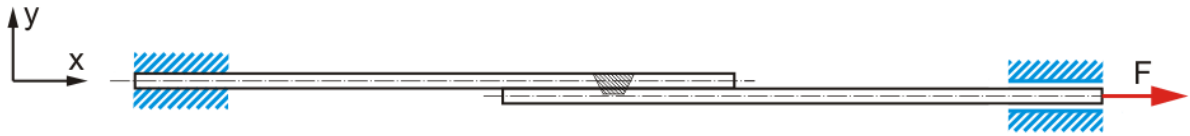


Abb. 5.28: Schematische Darstellung der Randbedingungen während der Bauteilprüfung

Um eine analytische Berechnung der Biegespannungen zu ermöglichen, wird die Verbindung in zwei Teilabschnitte zerlegt und die Zugkraft in Anlehnung an Goland und Reissner durch ein Moment in der Fugezone ersetzt. Um die Kontinuität der Biegelinie bei Mischverbindungen (Verbindungen verschiedener Blechdicken bzw. verschiedenartiger Materialien) zu gewährleisten, wird zusätzlich eine Kopplungsbedingung in der Trennebene eingeführt. Das Gesamtmoment M_{ges} wird anschließend auf die Teilabschnitte unter Einführung der Schnittteilmomente M_1 und M_2 verteilt, siehe Abb. 5.29.

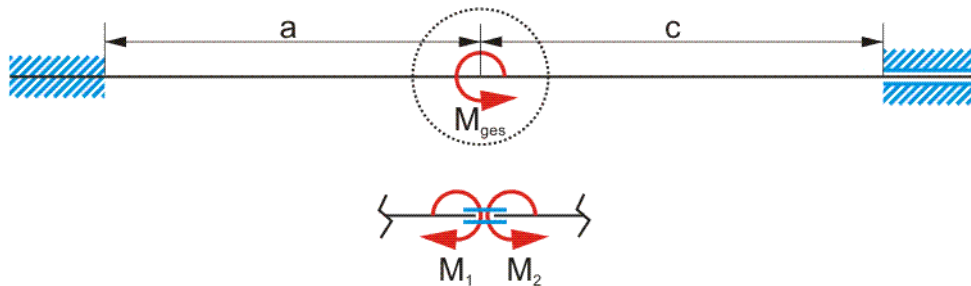


Abb. 5.29: Schematische Darstellung der Randbedingungen während der Bauteilprüfung

Zur Berücksichtigung einer definierten Fügestellenbreite b zur Berücksichtigung realer Fügestellen im Momentenverlauf wird zur Berechnung des Teilmoments M_1 die Länge des Balkens a um $b/2$ reduziert, gleichzeitig erfolgt die virtuelle Verlängerung der Länge c um $b/2$. Zur Berechnung des Teilmoments M_2 wird die Vorgehensweise mit einer Reduktion der Länge c sowie einer Erhöhung der Länge a um $b/2$ wiederholt.

Es lassen sich folgende Gleichungen zur Bestimmung von Querkraft- und Momentenverlauf, sowie für Neigung und Auslenkung der Abschnitte I und III aufstellen [108][109]:

Abschnitt I (Länge a):

$$E_1 I_1 u_1''' = c_{11} \quad \text{Gl. 5.5}$$

$$E_1 I_1 u_1'' = -M = c_{11} x_1 + c_{12} \quad \text{Gl. 5.6}$$

$$E_1 I_1 u_1' = \frac{1}{2} c_{11} x_1^2 + c_{12} x_1 + c_{13} \quad \text{Gl. 5.7}$$

$$E_1 I_1 u_1 = \frac{1}{6} c_{11} x_1^3 + \frac{1}{2} c_{12} x_1^2 + c_{13} x_1 + c_{14} \quad \text{Gl. 5.8}$$

Abschnitt III (Länge c):

$$E_3 I_3 u_3''' = c_{31} \quad \text{Gl. 5.9}$$

$$E_3 I_3 u_3'' = -M = c_{31} x_3 + c_{32} \quad \text{Gl. 5.10}$$

$$E_3 I_3 u_3' = \frac{1}{2} c_{31} x_3^2 + c_{32} x_3 + c_{33} \quad \text{Gl. 5.11}$$

$$E_3 I_3 u_3 = \frac{1}{6} c_{31} x_3^3 + \frac{1}{2} c_{32} x_3^2 + c_{33} x_3 + c_{34} \quad \text{Gl. 5.12}$$

Die Rand- und Übergangsbedingungen ergeben sich aus Lagerung und Kopplung:

$$u_1(x_1 = 0) = 0 \quad \text{Gl. 5.13}$$

$$u_1'(x_1 = 0) = 0 \quad \text{Gl. 5.14}$$

$$u_3(x_3 = c) = 0 \quad \text{Gl. 5.15}$$

$$u_3'(x_3 = c) = 0 \quad \text{Gl. 5.16}$$

$$u_1(x_1 = a) = u_3(x_3 = 0) \quad \text{Gl. 5.17}$$

$$u_1'(x_1 = a) = u_3'(x_3 = 0) \quad \text{Gl. 5.18}$$

Die Integrationskonstanten können durch Lösung der Gleichungen Gl. 5.7 bis Gl. 5.18 unter Verwendung der in Gl. 5.32 und Gl. 5.33 berechneten Momente bestimmt werden.

$$c_{11} = \frac{1}{\left(-\frac{1}{3}a^2b \frac{E_2I_2}{E_1I_1} - \frac{1}{3}a^3 \frac{E_2I_2}{E_1I_1} \right)} \left(-\frac{1}{6}M_2b^2 + \frac{2}{3}M_1ab \frac{E_2I_2}{E_1I_1} \dots \right. \\ \left. \dots + \frac{1}{2}M_1a^2 \frac{E_2I_2}{E_1I_1} \right) \quad \text{Gl. 5.19}$$

$$c_{12} = -M_1 - c_{11}a \quad \text{Gl. 5.20}$$

$$c_{13} = 0 \quad \text{Gl. 5.21}$$

$$c_{14} = 0 \quad \text{Gl. 5.22}$$

$$c_{31} = -\frac{2M_2}{b} + \frac{2M_1aE_2I_2}{b^2E_1I_1} + \frac{c_{11}a^2E_2I_2}{b^2E_1I_1} \quad \text{Gl. 5.23}$$

$$c_{32} = M_2 \quad \text{Gl. 5.24}$$

$$c_{33} = \frac{E_3I_3}{E_1I_1} \left(\frac{1}{2}c_{11}b^2 + c_{12}b + c_{13} \right) \quad \text{Gl. 5.25}$$

$$c_{34} = \frac{E_3I_3}{E_1I_1} \left(\frac{1}{6}c_{11}b^3 + \frac{1}{2}c_{12}b^2 + c_{13}b + c_{14} \right) \quad \text{Gl. 5.26}$$

Die wirkenden Biegemomente an der Koppelstelle können nach [104] für symmetrische Verbindungen zu

$$M_1(x_1 = a) = M_2(x_3 = 0) = \frac{F}{2}d \quad \text{Gl. 5.27}$$

mit

$$d = \frac{t_1 + t_3}{2} \quad \text{Gl. 5.28}$$

berechnet werden.

Verallgemeinert können die wirkenden Biegemomente näherungsweise über die Bedingung berechnet werden, dass die neu eingeführten Querkräfte (c_{11} und c_{31}) aufgrund der Positionsunabhängigkeit der Formulierung an jeder Stelle und damit auch an der Koppelstelle gleiche Werte einnehmen müssen:

$$E_1 I_1 u_1''' = c_{11} = E_3 I_3 u_3''' = c_{31} \quad \text{Gl. 5.29}$$

Gl. 5.19 und Gl. 5.23 können unter den Annahmen

$$M_{\text{ges}} = Fd \quad \text{Gl. 5.30}$$

$$M_{\text{ges}} = M_1 + M_2 \quad \text{Gl. 5.31}$$

nach den Teilmomenten aufgelöst werden:

$$M_1 = \frac{M_{\text{ges}} b E_1 I_1 (3a^2 b E_2 I_2 + 4a^3 E_2 I_2 + b^3 E_1 I_1)}{a^4 E_2 I_2^2 + b^4 E_1 I_1^2 + 6a^2 b^2 E_2 I_2 E_1 I_1 + 4a^3 b E_2 I_2 E_1 I_1 + 4ab^3 E_2 I_2 E_1 I_1} \quad \text{Gl. 5.32}$$

$$M_2 = M_{\text{ges}} - M_1 \quad \text{Gl. 5.33}$$

Eine solche Formulierung ist notwendig, um die Aufteilung der Momente in Mischverbindungen (bezogen auf die eingesetzten Werkstoffe und Bauteildicken) zu berücksichtigen. Das Einsetzen von Widerstandsmomenten, die dem eines artgleichen Verbundes (gleiche Blechdicken) entsprechen, ergibt entsprechend Gl. 5.27 eine symmetrische Aufteilung der Momente, weshalb von der Korrektheit der Formulierung ausgegangen werden kann.

5.2.2 Verallgemeinertes mechanisches Modell zur Berechnung der wirkenden Spannungen sowie der Verformung von einschnittigen Überlappverbindungen

Um eine möglichst realistische Berechnung der tatsächlich wirkenden Spannungen sowie der Verformung einer Überlappverbindung durchzuführen, wurde der oben beschriebene Ansatz um ein Zwischenstück erweitert. Dieses Zwischenstück entspricht dem gefügten Bereich, d.h. im Falle des Rührreißschweißens der Rührzone sowie der TMEZ. (siehe Bild [Abb. 5.50](#)) Die in Abschnitt 5.2.1 berechneten Schnittgrößen des wirkenden Moments am Rand der Fügezone dienen als Randbedingungen. Das weitere Vorgehen entspricht der Berechnung in Abschnitt 5.2.1 und ist daher abgekürzt dargestellt.

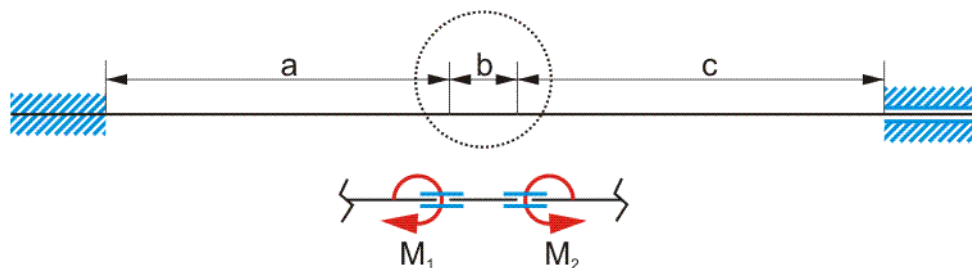


Abb. 5.30: Schematische Darstellung der Randbedingungen während der Bauteilprüfung

Die mechanischen Grundgleichungen der einzelnen Abschnitte lauten:

Abschnitt I:

$$E_1 I_1 u_1''' = c_{11} \quad \text{Gl. 5.34}$$

$$E_1 I_1 u_1'' = -M = c_{11} x_1 + c_{12} \quad \text{Gl. 5.35}$$

$$E_1 I_1 u_1' = \frac{1}{2} c_{11} x_1^2 + c_{12} x_1 + c_{13} \quad \text{Gl. 5.36}$$

$$E_1 I_1 u_1 = \frac{1}{6} c_{11} x_1^3 + \frac{1}{2} c_{12} x_1^2 + c_{13} x_1 + c_{14} \quad \text{Gl. 5.37}$$

Abschnitt II:

$$E_2 I_2 u_2''' = c_{21} \quad \text{Gl. 5.38}$$

$$E_2 I_2 u_2'' = -M = c_{21} x_2 + c_{22} \quad \text{Gl. 5.39}$$

$$E_2 I_2 u_2' = \frac{1}{2} c_{21} x_2^2 + c_{22} x_2 + c_{23} \quad \text{Gl. 5.40}$$

$$E_2 I_2 u_2 = \frac{1}{6} c_{21} x_2^3 + \frac{1}{2} c_{22} x_2^2 + c_{23} x_2 + c_{24} \quad \text{Gl. 5.41}$$

Abschnitt III:

$$E_3 I_3 u_3''' = c_{31} \quad \text{Gl. 5.42}$$

$$E_3 I_3 u_3'' = -M = c_{31} x_3 + c_{32} \quad \text{Gl. 5.43}$$

$$E_3 I_3 u_3' = \frac{1}{2} c_{31} x_3^2 + c_{32} x_3 + c_{33} \quad \text{Gl. 5.44}$$

$$E_3 I_3 u_3 = \frac{1}{6} c_{31} x_3^3 + \frac{1}{2} c_{32} x_3^2 + c_{33} x_3 + c_{34} \quad \text{Gl. 5.45}$$

Die Rand- und Übergangsbedingungen können wie folgt angenommen werden:

$$u_1(x_1 = 0) = 0 \quad \text{Gl. 5.46}$$

$$u_1'(x_1 = 0) = 0 \quad \text{Gl. 5.47}$$

$$u_3(x_3 = c) = 0 \quad \text{Gl. 5.48}$$

$$u_3'(x_3 = c) = 0 \quad \text{Gl. 5.49}$$

$$u_1(x_1 = a) = u_2(x_2 = 0) \quad \text{Gl. 5.50}$$

$$u_1'(x_1 = a) = u_2'(x_2 = 0) \quad \text{Gl. 5.51}$$

$$M_1(x_1 = a) = M_2(x_2 = 0) \quad \text{Gl. 5.52}$$

$$u_2(x_2 = b) = u_3(x_3 = 0) \quad \text{Gl. 5.53}$$

$$u_2'(x_2 = b) = u_3'(x_3 = 0) \quad \text{Gl. 5.54}$$

$$M_2(x_1 = a) = M_3(x_2 = 0) \quad \text{Gl. 5.55}$$

Mit den zusätzlichen Randbedingungen aus Abschnitt 5.2.1:

$$M_2(x_2 = 0) = M_{\text{links}} = M_1 \text{ (zweiteilig es Modell)} \quad \text{Gl. 5.56}$$

$$M_2(x_2 = b) = M_{\text{rechts}} = M_2 \text{ (zweiteilig es Modell)} \quad \text{Gl. 5.57}$$

Besteht damit wiederum die Möglichkeit der Bestimmung aller Variablen:

$$c_{11} = \frac{(-M_{\text{rechts}} - c_{21})}{a} \quad \text{Gl. 5.58}$$

$$c_{12} = \frac{1}{(2c + 3b + 2a)aE_2I_2E_3I_3} \left(M_{\text{rechts}}c^2E_1I_1E_2I_2 + 2M_{\text{rechts}}bcE_1I_1E_3I_3 \dots \right. \\ \left. \dots + 2M_{\text{links}}bcE_1I_1E_3I_3 + 2M_{\text{links}}acE_2I_2E_3I_3 + M_{\text{rechts}}b^2E_1I_1E_3I_3 \dots \right. \\ \left. \dots + 2M_{\text{links}}b^2E_1I_1E_3I_3 + 3M_{\text{links}}abE_2I_2E_3I_3 + M_{\text{links}}a^2E_2I_2E_3I_3 \right) \quad \text{Gl. 5.59}$$

$$c_{13} = 0 \quad \text{Gl. 5.60}$$

$$c_{14} = 0 \quad \text{Gl. 5.61}$$

$$c_{21} = \frac{(-M_{\text{rechts}} - c_{22})}{b} \quad \text{Gl. 5.62}$$

$$c_{22} = -M_{\text{links}} \quad \text{Gl. 5.63}$$

$$c_{23} = \frac{E_2I_2}{E_1I_1} \left(\frac{1}{2}c_{11}a^2 + c_{12}a + c_{13} \right) \quad \text{Gl. 5.64}$$

$$c_{24} = \frac{E_2I_2}{E_1I_1} \left(\frac{1}{6}c_{11}a^3 + \frac{1}{2}c_{12}a^2 + c_{13}a + c_{14} \right) \quad \text{Gl. 5.65}$$

$$c_{31} = \frac{6}{c^3} \left(-\frac{1}{2}c_{32}c^2 - c_{33}c - c_{34} \right) \quad \text{Gl. 5.66}$$

$$c_{32} = -M_{\text{rechts}} \quad \text{Gl. 5.67}$$

$$c_{33} = \frac{E_3I_3}{E_2I_2} \left(\frac{1}{2}c_{21}b^2 + c_{22}b + c_{23} \right) \quad \text{Gl. 5.68}$$

$$c_{34} = \frac{E_3I_3}{E_2I_2} \left(\frac{1}{6}c_{21}b^3 + \frac{1}{2}c_{22}b^2 + c_{23}b + c_{24} \right) \quad \text{Gl. 5.69}$$

Somit ist es möglich, den Biegemomentenverlauf, die Biegelinie sowie die Neigung in kontinuierlicher Darstellung für alle Teilabschnitte zu bestimmen. Anschließend werden die Berechnungsergebnisse jedes Abschnitts ihrer Lage entsprechend angeordnet, um die Verläufe über das Gesamtbauteil darzustellen.

5.2.3 Berechnungsergebnisse aus Testgeometrien

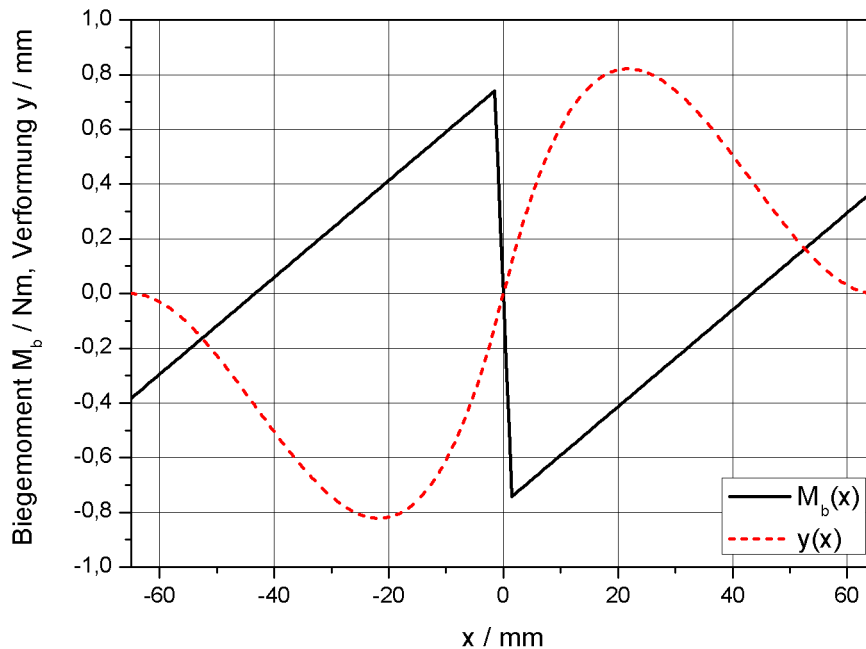
Zu Testzwecken wurden analytische Berechnungen einer einheitlichen Probengeometrie mit variabler Blechdicke $t_{1,2,3}$ sowie Fügezonbreite b durchgeführt. Die Probenmaße betragen $a=c=65$ mm, die Probenbreite $w=25$ mm. Die Fügezonweite b wurde im Bereich $3 < b < 11$ mm mit einer Schrittweite von $\Delta b=2$ mm variiert. Zur Vereinfachung und Verbesserung der Vergleichbarkeit wurde die Zugkraft für alle betrachteten Fälle mit $F=1500$ N angenommen.

Artgleiche Überlappverbindung ($t_{1,3}=1$ mm; $t_{1,3}=3$ mm)

Abb. 5.31 zeigt den Momentenverlauf für eine hypothetische Axialkraft von $F=1500$ N bei einer Fügestellenbreite $b=0$ mm. Aus der Variation der Fügezonbreite resultiert aus dem ersten vereinfachten analytischen Modell ein abnehmendes Schnittmoment am Rand der Fügezone. Die Höhe der für die artgleiche Verbindung $t_{1,3}=1$ mm bestimmten Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügezonweite sind in Tab. 27 angegeben. Tab. 28 fasst die Ergebnisse der Berechnung der artgleichen Verbindung $t_{1,3}=3$ mm zusammen.

Tab. 27: Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügezonenweite b ($t_{1,3}=1$ mm)

Fügezonenweite b / mm	0	3	5	7	9	11
$M_{\text{links}} / \text{Nmm}$	-750,0	-741,4	-735,6	-730,0	-724,4	-719,0
$M_{\text{rechts}} / \text{Nmm}$	750,0	741,4	735,6	730,0	724,4	719,0

**Abb. 5.31:** Momentenverlauf zur Bestimmung der Randbedingungen als Übergabewert in das erweiterte dreiteilige Berechnungsmodell

Im direkten Vergleich der Schnittmomente kann die allgemein geäußerte Annahme, dass eine breitere Fügezone zu einer reduzierten Biegebeanspruchung führt, bestätigt werden. Bei gleicher Nennbeanspruchung resultieren aus der Bauteilgeometrie der dickeren Verbindung höhere Schnittmomente. Durch den quadratischen Zusammenhang zwischen Biege widerstandsmoment und Bauteildicke im Vergleich zum linearen Zusammenhang zwischen Biegemoment und Bauteildicke sind die wirkenden Spannungen bei gleicher axialer Belastung in einer dicken artgleichen Verbindung durch die Erhöhung des Nulllinienabstandes und damit des Biegemoments gegenüber der Beanspruchung einer dünnen Verbindung allein durch die flächenbezogene Reduktion der Zugspannung reduziert.

Tab. 28: Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügezonenweite b ($t_{1,3}=3$ mm)

Fügezonenweite b / mm	0	3	5	7	9	11
$M_{\text{links}} / \text{Nmm}$	-2250,0	-2224,1	-2206,9	-2189,9	-2173,2	-2156,9
$M_{\text{rechts}} / \text{Nmm}$	2250,0	2224,1	2206,9	2189,9	2173,2	2156,9

Für einen spannungsmäßigen Vergleich zwischen artgleichen Verbindungen sowie Mischverbindungen sei auf die folgenden Abschnitte verwiesen.

Nach Übergabe der Schnittmomente als Randbedingungen in das erweiterte Rechenmodell kann der Momentenverlauf sowie die Biegelinie bestimmt werden. Aus der Addition der Blechdicken im Bereich der Fügestelle resultiert im Gegensatz zum zweiteiligen Ansatz eine

leichte Versteifung. Der Ausgleich zwischen rechtem und linkem Schnittmoment ergibt sich dabei als lineare Funktion über die Breite der Fügestelle.

Mischverbindungen ($t_1=3$ mm; 5 mm, $t_3=1$ mm)

Entsprechend dem Vorgehen für artgleiche Verbindungen ist in [Abb. 5.32](#) der Momentenverlauf einer Mischverbindung der Blechdicken $t_1=3$ mm sowie $t_3=1$ mm für eine hypothetische Axialkraft von $F=1500$ N dargestellt.

Das Biegemoment ist asymmetrisch hin zum dickeren (steiferen) Blech verteilt, die Beanspruchung des dünneren Bleches wird deutlich gegenüber einer artgleichen Verbindung gleicher Nennbeanspruchung reduziert. Aufgrund der Tatsache, dass die Blechdicke quadratisch in die Berechnung des Widerstandmoments gegen Biegung eingeht, wirkt sich die Erhöhung der Beanspruchung des dickeren Bleches in einer Entlastung der Verbindung aus. Die Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügezonenweite sind in [Tab. 29](#) und [Tab. 30](#) angegeben.

Tab. 29: Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügstellenbreite b ($t_1=3$ mm)

Fügezonenweite b / mm	0	3	5	7	9	11
$M_{\text{links}} / \text{Nmm}$	-2485,6	-2503,6	-2515,8	-2528,0	-2540,2	-2552,4
$M_{\text{rechts}} / \text{Nmm}$	514,4	532,2	543,9	555,3	566,5	577,4

Das Biegemoment wird gegenüber einer artgleichen Verbindung um ca. 32 % reduziert, im Fall einer Verbindung der Fügeteildicke $t_1=5$ mm resultiert die geometriebedingte Asymmetrie der Verteilung des Biegemoments in einer Reduktion um ca. 70 %. Ein Vergleich der Biegemomente aller berechneten Test-Konfigurationen fasst die starke Abhängigkeit von den Fügepartnerdicken zusammen, siehe [Abb. 5.33](#)

Tab. 30: Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügstellenbreite b ($t_1=5$ mm)

Fügezonenweite b / mm	0	3	5	7	9	11
$M_{\text{links}} / \text{Nmm}$	-4273,1	-4285,7	-4293,7	-4301,5	-4309,0	-4316,2
$M_{\text{rechts}} / \text{Nmm}$	226,9	240,1	249,2	258,7	268,5	278,6

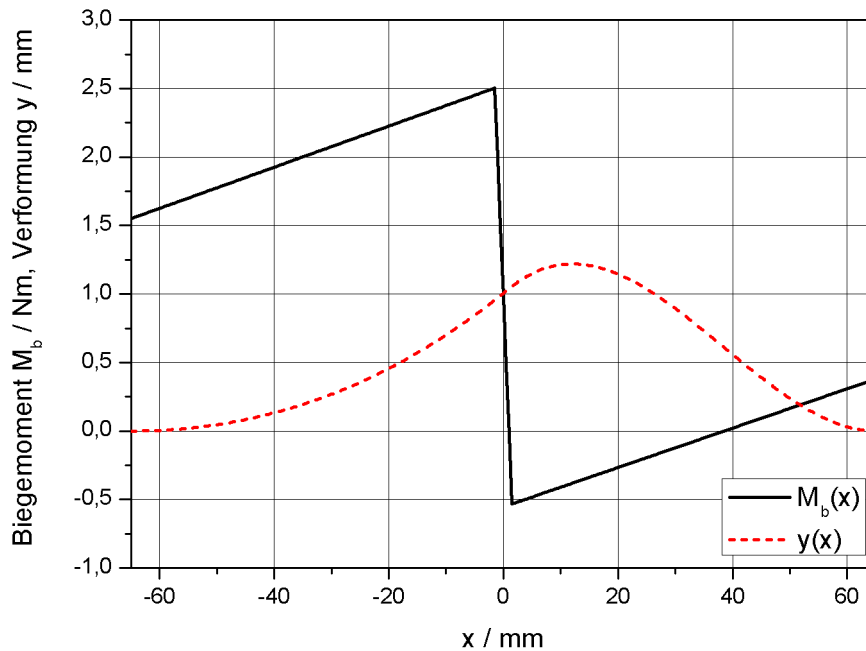


Abb. 5.32: Momentenverlauf zur Bestimmung der Randbedingungen als Übergabewert in das erweiterte Modell

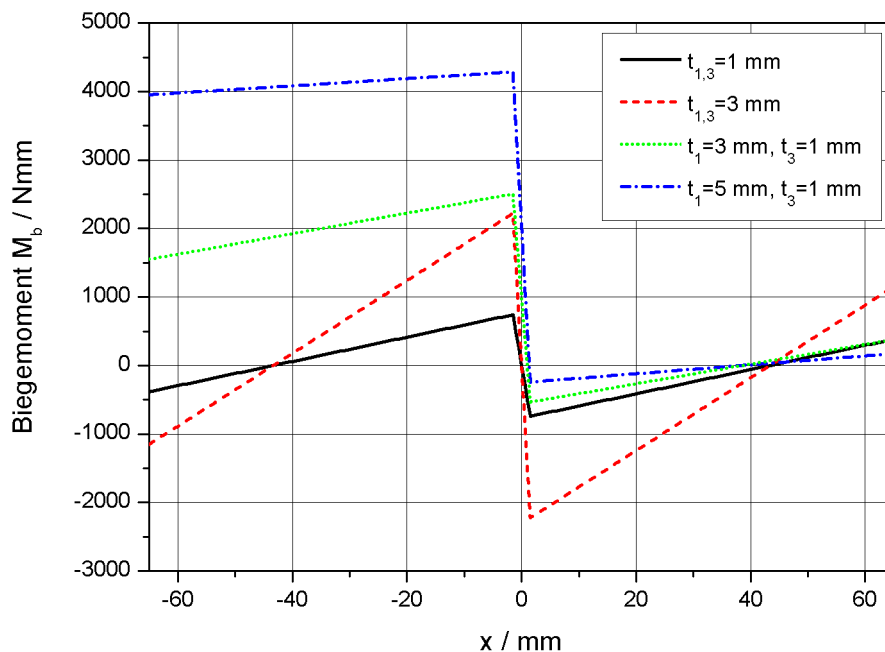


Abb. 5.33: Vergleich der Momentenverläufe von artgleichen Verbindungen und Mischverbindungen mit Variation der Fügeteildicke

Strukturspannungsbasierter Vergleich der Berechnungsergebnisse

Um einen direkten Vergleich der Ergebnisse der analytischen Berechnung durchzuführen, wird die in den vorangegangenen Abschnitten angenommene Belastung von $F=1500$ N anhand der artgleichen Verbindung $t_{1,3}=1$ mm in eine Nenn-Zugbeanspruchung von $\sigma_{zx}=60$ MPa umgerechnet. Diese Beanspruchung bleibt für alle untersuchten Verbindungskonfigurationen konstant. Durch die Erhöhung der Belastung ergeben sich z.B. für die artgleiche Verbindung $t_{1,3}=3$ mm ein um den Faktor 3 erhöhtes Biegemoment. Für alle Verbindungen zeigt [Abb. 5.34](#) eine Darstellung der Abhängigkeit der maximal auftretenden elastisch berechneten

Strukturspannung von der Breite der Fügestelle. Alle artgleichen Verbindungen entsprechen der obersten Kurve, mit zunehmender Dicke des dickeren Fügepartners der Mischverbindungen nimmt die Maximalspannung im dünnen Blech ab. Die Mischverbindungen zeigen die bereits beschriebene Zunahme der Beanspruchung bei steigender Fügstellenbreite b . Als Modellvorstellung zur Reduktion der Maximalspannung bei Mischverbindungen im Vergleich zu artgleichen Verbindungen soll eine Verbindung der Fügepartnerdicke $t_1=\infty$ dienen. In diesem extremen Fall strebt die Biegebeanspruchung des dünnen Bleches dem Wert $\sigma_{bx}=0$ MPa zu, es verbleiben lediglich Zuganteile. Mit steigender Asymmetrie der Fügepartner nimmt ebenfalls die Abhängigkeit der Maximalspannung von der Fügstellenbreite b ab. Tab. 31 gibt beispielhaft die Berechnungsergebnisse für Biegemomente, Biegebeanspruchung und kombinierter Biege-Zugbeanspruchung der Verbindung $t_1=5$ mm, $t_3=1$ mm in Abhängigkeit von der Fügstellenbreite wieder.

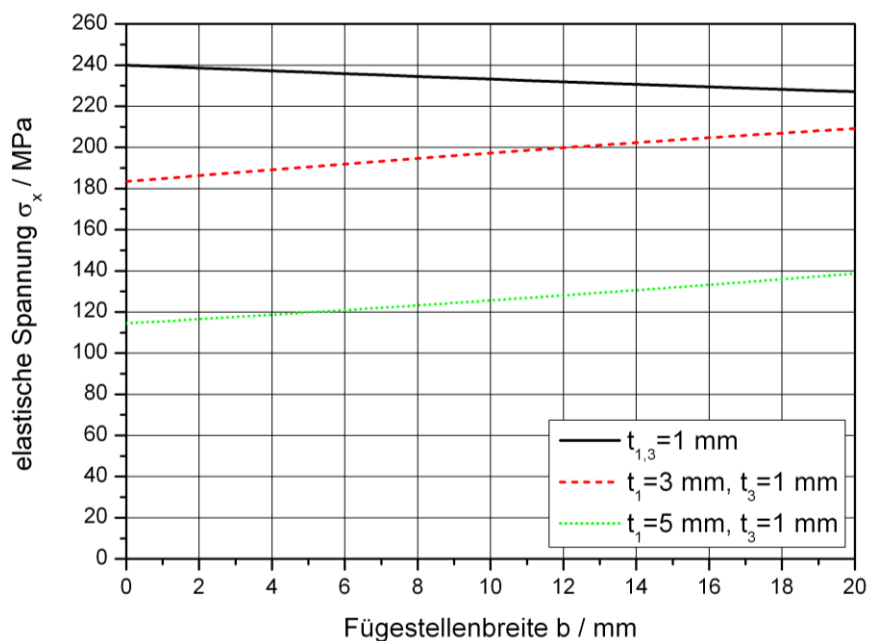


Abb. 5.34: Vergleich der elastischen Strukturspannung von artgleichen Verbindungen und Mischverbindungen mit Variation der Fügepartnerdicke

Tab. 31: Schnittmomente und Strukturspannung in Abhängigkeit von der Fügstellenbreite b ($t_1=5$ mm)

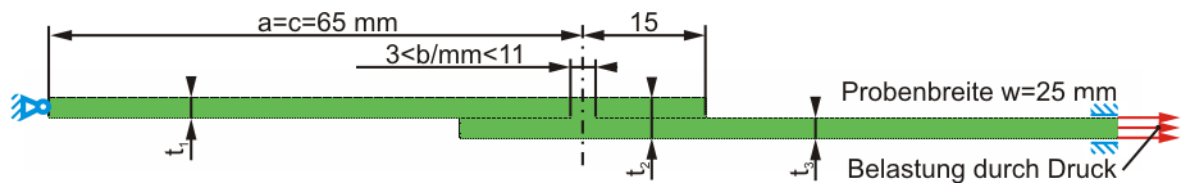
Fügebreite / mm	M_{rechts} / Nmm	σ_{bx} / MPa	σ_{gesx} / MPa	σ_n / MPa
0	226,9	54,4	114,4	60
2	231,2	55,5	115,5	60
4	235,6	56,5	116,5	60
6	240,1	57,6	117,6	60
8	244,6	58,7	118,7	60
10	249,2	59,8	119,8	60
12	253,9	60,9	120,9	60
14	258,7	62,1	122,1	60
16	263,6	63,3	123,3	60
18	268,5	64,4	124,4	60
20	273,5	65,6	125,6	60

5.3 Verifikation des mechanischen Ersatzmodells durch FE-Simulation

Um die Ergebnisse des in Abschnitt 5.2.1 und 5.2.2 vorgestellten analytischen Berechnungsmodells zu verifizieren, werden die Ergebnisse im Folgenden mit FE-Simulationen verglichen, die mit dem Programmsystem Abaqus erstellt wurden.

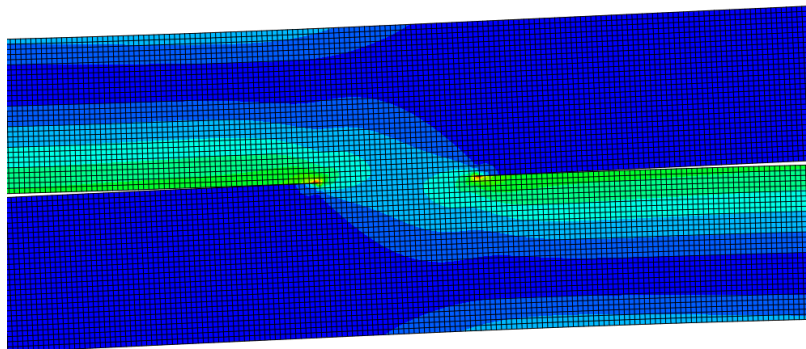
5.3.1 Modellbildung und Ergebnisse aus durchgeführten elastischen FE-Berechnungen

Das Hauptziel der Simulation war es, die maximalen Spannungen in einer Überlappverbindung beliebiger Geometrie zu bestimmen. Die Maximalspannungen treten stets am gekerbten Übergang von Grundmaterial zur Fügezone auf. Aufgrund der Komplexität der Werkstoffzustände in der Fügezone sowie der TMEZ wurde auf eine detaillierte Beschreibung der Werkstoffe verzichtet. Alle Berechnungen wurden rein elastisch durchgeführt. Die Verbindung wird durch ein einteiliges, ebenes Bauteil der Breite $w=25$ mm repräsentiert. Die Fügezone wurde durch ein Auftrennen des Modells bis zur gewünschten Länge $3 < b < 11$ mm modelliert. Das Vorgehen entspricht der Berechnung angerissener Bauteile und wird durch die Abaqus-Option „Seam“ ermöglicht. Die Zugkraft wurde als negativer Druck auf das frei bewegliche Ende des dünnen Bleches aufgebracht und entsprach in allen Berechnungen einer Kraft von $F=1500$ N. Der Querschnitt des in Axialrichtung frei beweglichen Endes wurde eben angenommen. Alle Rechnungen erfolgten unter Verwendung des Elementtyps CPS4 (ebener Spannungszustand, vier Integrationspunkte [110]). In [Abb. 5.35](#) ist das Modell beispielhaft für eine artgleiche Verbindung ($t_{1,3}=3$ mm, $b=3$ mm) unter Angabe der verwendeten Randbedingung dargestellt.



[Abb. 5.35](#): FE-Modell sowie Einspannbedingung

Ein Vergleich der analytisch berechneten Maximalspannung zeigte, dass die Ergebnisse der Simulation stark von der Elementgröße im höchstbeanspruchten Bereich abhängen, da die Kerbwirkung in einem großen Spannungsgradienten resultiert. Daher wurde in weiteren Berechnungen eine Reduzierung der Elementgröße des gesamten FE-Modells vorgenommen. [Abb. 5.36](#) zeigt die Elementierung einer Probe unter Zugbeanspruchung im Bereich der Fügezone einer artgleichen Überlappverbindung der Blechdicken $t_{1,3}=3$ mm.



[Abb. 5.36](#): Elementierung einer Überlappverbindung im Bereich der Fügezone

5.3.2 Vergleich der Ergebnisse

Zur korrekten Wiedergabe der Spannungsangaben und zum direkten Vergleich der Eigenschaften von Überlappverbindungen müssen die Nennspannungen in wirkende Strukturspannungen umgerechnet werden. Dazu wird die Strukturspannung aus der Summe der maximalen Biegespannung sowie der über die Blechdicke konstanten Zugspannung ermittelt, siehe [Abb. 5.37](#). Da am Punkt maximaler Axialspannung ein Versagen durch Anriss eintritt, das innerhalb weniger Lastzyklen zum vollständigen Verbindungsversagen führt, ist die Strukturspannung bzw. die Strukturspannungsamplitude entscheidend für das zyklische Bauteilverhalten. Im Folgenden werden die Ergebnisse der analytischen Berechnung von Strukturspannungen anhand einiger Material- und Blechdickenkombinationen mit den Ergebnissen aus FE-Simulationen verglichen. Anschließend erfolgt die Korrektur der nennspannungsbasiert aufgetragenen Wöhlerkurven der Abschnitte 4.3.2 bis 4.3.4 auf Basis analytisch berechneter Strukturspannungen. Die Ergebnisse sind im Folgenden zusammen mit einer erweiterten elastisch-plastischen Korrektur der Bauteil-Wöhlerkurven dargestellt.

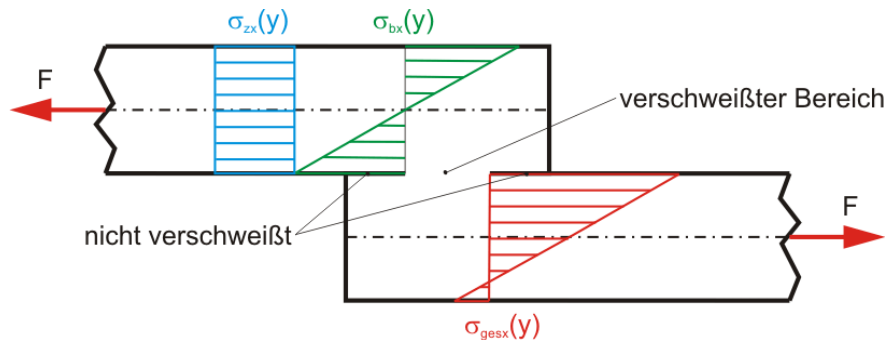


Abb. 5.37: Schematische Darstellung des resultierenden Spannungszustand in Überlappverbindungen unter kombinierter Zug- und Biegebeanspruchung

[Tab. 32](#) gibt einen Überblick über die berechnete und simulativ ermittelte Maximalspannung in Rührreißschweißverbindungen. Um die wirkende Kerbspannung aufzulösen, wurde eine Elementierung mit quadratischen Elementen der Kantenlänge 0,1 mm gewählt. Aus dem Vergleich der analytisch berechneten Strukturspannung mit der simulativ berechneten Kerbspannung kann in erster Näherung eine Kerbzahl für Zug-Biegebeanspruchung von einseitig abgesetzten Flachstäben berechnet werden. Die Kerbzahlen sind relativ gering, die Kerbwirkung nimmt mit der Erhöhung der Verbindungsbreite ab. Bei der Prüfung von Verbindungsproben aus Aluminium lässt die Kerbwirkung durch den geometrischen Sprung der Verbindung aufgrund der hohen Verformungsfähigkeit weiter nach. Durch das Plastifizieren der hochbeanspruchten Kerbbereiche werden die Spannungsspitzen reduziert, was eine Spannungsverteilung mit reduziertem Gradienten zur Folge hat.

Tab. 32: Berechnete Kerbwirkungszahlen

Verbindungskonfiguration	$\sigma_{gesx,ber} / \text{MPa}$	$\sigma_{gesx,sim} / \text{MPa}$	$\alpha_{kz,b}$
$t_{1,3}=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	238,6	294,0	1,23
$t_{1,3}=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	232,5	273,3	1,18
$t_{1,3}=3 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	79,5	143,6	1,81
$t_{1,3}=3 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	77,5	136,3	1,76
$t_1=3 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	187,7	237,1	1,26
$t_1=3 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	198,6	242,1	1,22
$t_1=5 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	117,7	157,4	1,34
$t_1=5 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	126,9	162,4	1,28

Die im vorangegangenen Abschnitt der analytischen Berechnung der Teilmomente M_1 und M_2 aufgestellte Behauptung, dass eine steigende Fügebreite bei Mischverbindungen zu einer Spannungserhöhung führt, konnte durch die Simulationen bestätigt werden, jedoch steigt die maximale Strukturspannung nur auf ein geometriespezifisches Maximum an, anschließend sinkt die Beanspruchung, siehe Abschnitt 5.3.3.

Die Berechnung der Verformung ermöglicht eine über die Berechnung der Spannungswerte hinausgehende Beurteilung der Genauigkeit der analytischen Berechnungen. Durch den Vergleich der Verschiebung in y-Richtung entlang eines Pfades durch die Mitte der FE-Modelle mit der analytisch berechneten synthetischen Biegelinie kann somit eine prozentuale Abweichung der Lösungen ermittelt werden. Dabei werden die Simulationsergebnisse als Referenzkurven verwendet, ein grafischer Vergleich der Ergebnisse ist in [Abb. 5.38](#) bis [Abb. 5.41](#) gegeben.

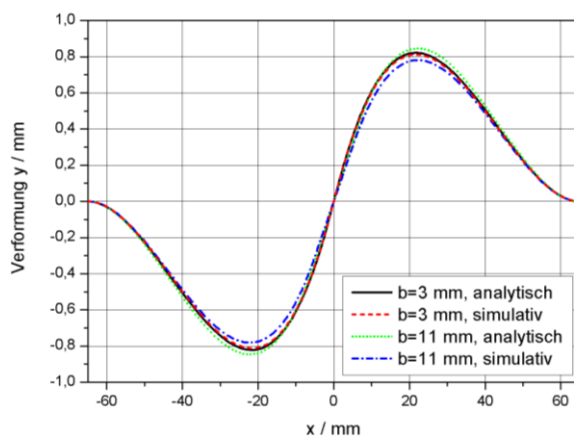


Abb. 5.38: Vergleich der Verformung
 $t_{1,3}=1$ mm

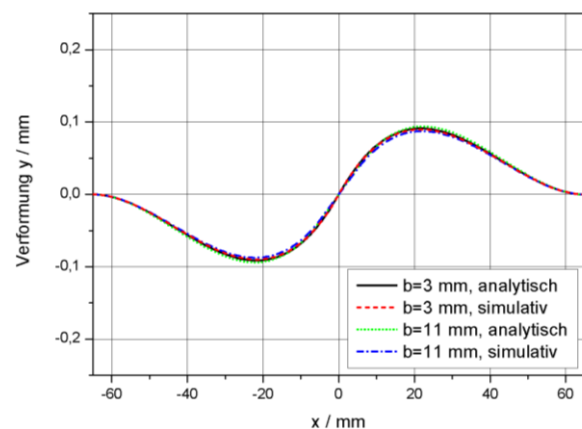


Abb. 5.39: Vergleich der Verformung
 $t_{1,3}=3$ mm

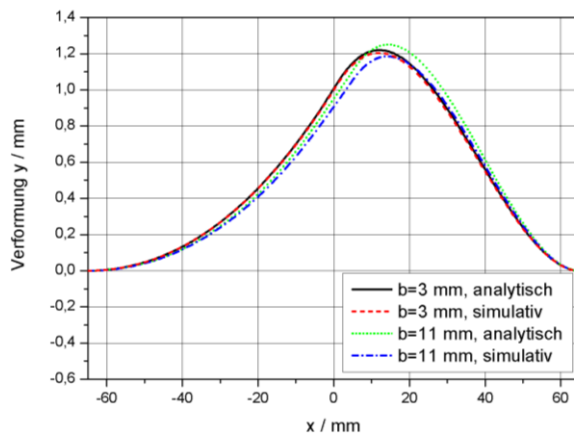


Abb. 5.40: Vergleich der Verformung
 $t_1=3$ mm, $t_3=1$ mm

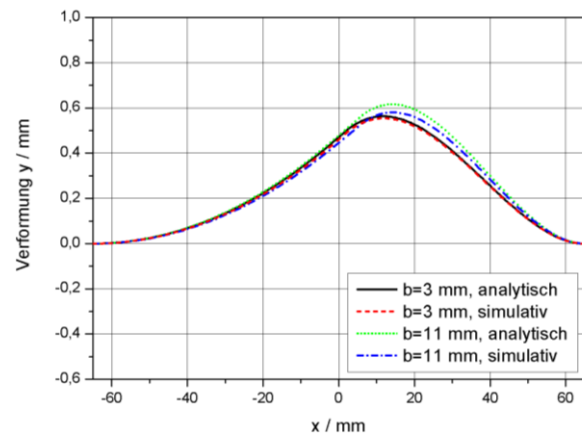


Abb. 5.41: Vergleich der Verformung
 $t_1=5$ mm, $t_3=1$ mm

Allgemein ist festzustellen, dass die Abweichung der analytisch berechneten Biegelinie mit der Fügstellenbreite b zunimmt. Die maximale berechnete Abweichung der Auslenkung zwischen analytischer und numerischer Berechnung beträgt 8,31 %. Der Grund für diese Abweichung sind die Annahmen zur Berechnung des Gesamtmoments und damit die Größe der Schnittmomente im zweiteiligen Berechnungsmodell. Die Breite der Fügstelle wird in der Momentenaufteilung nicht in Form einer Addition der Fügepartnerdicken berücksichtigt, was zu einer leichten Unterschätzung der Steifigkeit der Verbindung und somit zu einer

Überschätzung der Verformung führt. [Tab. 33](#) fasst die simulativ und analytisch berechneten Maximalwerte für die in [Abb. 5.38](#) bis [Abb. 5.41](#) dargestellten Verbindungskonfigurationen zusammen und gibt die prozentuale Abweichung von der Simulation wieder.

Tab. 33: Prozentuale Abweichung des Maximalwerts der analytisch berechneten Biegelinie

Verbindungskonfiguration	y_{\max_sim} / mm	y_{\max} / mm	Abweichung / %
$t_{1,3}=1$ mm, $b=3$ mm	0,801	0,821	2,41
$t_{1,3}=1$ mm, $b=11$ mm	0,781	0,846	8,31
$t_{1,3}=3$ mm, $b=3$ mm	0,090	0,091	1,52
$t_{1,3}=3$ mm, $b=11$ mm	0,088	0,094	7,43
$t_1=3$ mm, $t_3=1$ mm, $b=3$ mm	1,204	1,220	1,26
$t_1=3$ mm, $t_3=1$ mm, $b=11$ mm	1,186	1,250	5,46
$t_1=5$ mm, $t_3=1$ mm, $b=3$ mm	0,554	0,563	1,66
$t_1=5$ mm, $t_3=1$ mm, $b=11$ mm	0,580	0,616	6,24

Werden Verbindungen schmaler Fügstellenbreiten analysiert, so ist die Abweichung von der simulativ berechneten Auslenkung für $b=3$ mm relativ gering. Die für die betrachteten Referenzfälle berechnete maximale Abweichung beträgt ca. 8,31% für eine Fügstellenbreite $b=11$ mm und einer Blechdicke von $t_{1,3}=1$ mm.

Die Berechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung der analytischen Lösung des Problems mit der ebenen FE-Simulation. Die Kerbwirkung kann analytisch aufgrund der Wahl des Berechnungskonzepts nicht abgebildet werden, was zu einer Unterschätzung der wirkenden Spannungen führt. Die Berücksichtigung der in Rührreibschweißverbindungen wirkenden Kerbe in der FE-Simulation ist jedoch aufgrund der komplexen Kerbgeometrie sowie der häufig unbekanntenen Form und Lage von Oxidschichten, die kerbähnliche Eigenschaften aufweisen oder eine Schwächung eines Fügepartners verursachen, kaum möglich. Somit bietet die analytische Berechnung der wirkenden Strukturspannungen einen gegenüber [104] und [111] um asymmetrische Verbindungen erweiterten, praktikablen Ansatz zur Bewertung und Auslegung von rührreibgeschweißten Bauteilen.

So kann z.B. auch das Verhalten von Mischverbindungen unterschiedlicher Materialien wie das der z.B. im Rahmen von [22] quasistatisch und zyklisch geprüften Stahl-Aluminium-Verbindungen (DC04 / EN AW-6016) durch eine Anpassung des analytischen Modells berechnet werden. Im Folgenden werden die Ergebnisse von Berechnungen einer Aluminium-Stahl-Verbindung ($t_{1,3}=1$ mm) vorgestellt die mit ebenen FE-Simulationen verglichen werden. Die Fügstellenbreite wurde wiederum zwischen $3 < b < 11$ mm variiert. [Abb. 5.42](#) zeigt den Vergleich der analytischen und simulativ berechneten Ergebnisse hinsichtlich der Verformung der Verbindung. Die für Aluminium-Aluminium-Verbindungen festgestellte leicht erhöhte Nachgiebigkeit für Verbindungen großer Fügstellenbreite des analytischen Modells kann auch im diesem Fall konstatiert werden. Durch die Änderung der Materialelastizität E_3 ergibt sich eine Biegelinie ähnlich derer von Verbindungen aus Fügepartnern ungleicher Dicke, allerdings ist der Einfluss der Steifigkeit auf das Verformungsverhalten geringer als der der Blechdicke, was bereits direkt aus der Betrachtung der Formulierung zur Berechnung der Biegelinie (siehe Abschnitt 5.2.2) hervorgeht. Zur Vollständigkeit gibt [Tab. 34](#) die prozentuale Abweichung der analytisch berechneten Biegelinie für beide Fälle ($b=3$; 11 mm) an. Von allen betrachteten Referenzfällen besitzen die analytischen Berechnungsergebnisse der betrachteten Aluminium-Stahl-Verbindung die geringsten Abweichungen zur Simulation. Der Vergleich der berechneten Axialspannung mit der simulativ erzeugten Maximalspannung ist

in Tab. 35 gegeben. Die Ergebnisse sind in Aluminium- und Stahlseite aufgeteilt, die berechneten Kerbzahlen bzw. die spannungsmäßigen Abweichungen sind für die Stahlseite sehr gering.

Tab. 34: Prozentuale Abweichung des Maximalwerts der analytisch berechneten Biegelinie

Verbindungskonfiguration	$y_{\max, \text{sim}} / \text{mm}$	y_{\max} / mm	Abweichung / %
$t_{1,3, \text{st}}=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	1,079	1,161	3,43
$t_{1,3, \text{st}}=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	0,963	1,089	13,08

Bemerkenswert ist, dass die analytische Berechnung für die Stahlseite im Fall der Fügstellenbreite $b=11 \text{ mm}$ eine höhere Spannung ergibt als die Simulation, was auf eine leichte Überschätzung der wirkenden Schnittmomente hindeutet. Für diesen Fall wurde keine Kerbzahl ermittelt. Im Allgemeinen wird die analytische Berechnungsmethodik durch diesen weiteren Referenzfall aufgrund der guten Übereinstimmung zur Simulation bestätigt.

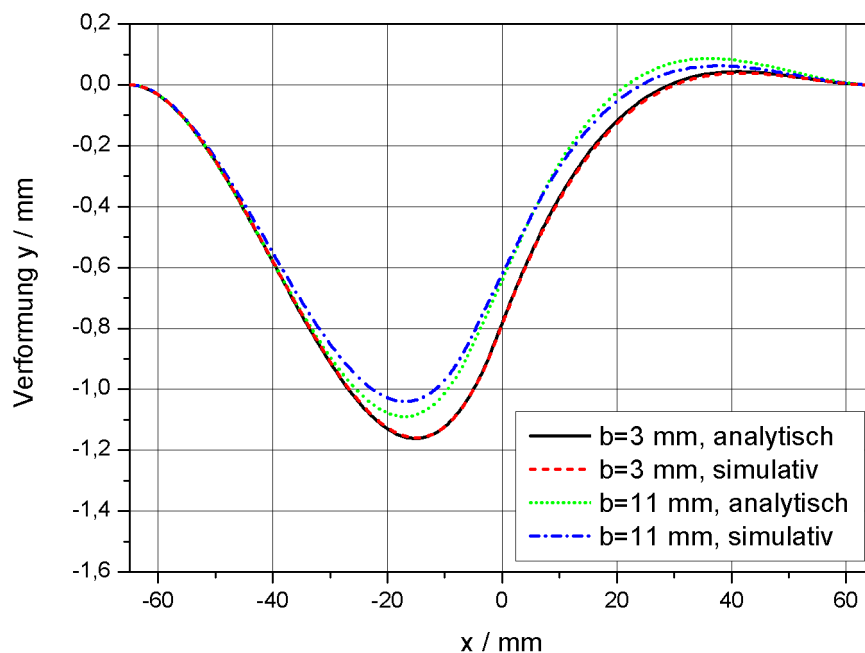


Abb. 5.42: Stahl-Aluminium-Verbindung ($t_{1,3}=1 \text{ mm}$, Stahl rechts)

Tab. 35: Schnittmomente in Abhängigkeit von der Fügezonbreite b ($t_{1,3}=1 \text{ mm}$)

Verbindungskonfiguration	$\sigma_{\text{gesx,ber}} / \text{MPa}$	$\sigma_{\text{gesx,sim}_2} / \text{MPa}$	$\alpha_{kz,b}$
$t_{1,3, \text{st}}=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm (St)}$	266,7	276,2	1,04
$t_{1,3, \text{st}}=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm (Al)}$	211,2	252,7	1,19
$t_{1,3, \text{st}}=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm (St)}$	265,3	253,9	-
$t_{1,3, \text{st}}=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm (Al)}$	207,4	240,3	1,16

5.3.3 Optimierung der analytischen Berechnung

Die in Abschnitt 5.3.2 für die elastische Berechnung festgestellte Diskrepanz der Vorhersagegenauigkeit der Biegelinie zwischen Verbindungen kleiner und großer Fügstellenbreite gibt Hinweise auf Berechnungsungenauigkeiten im Allgemeinen bzw. Fehler bei der Lastannahme im Besonderen. Diese Annahme wird dadurch gestützt, dass die prozentuale Abwei-

chung der Biegelinie stets bei Verbindungen großer Fügstellenbreite erhöht ist. Durch die dreiteilige Annahme der Verbindung wird demnach der Steifigkeitssprung im Bereich der Fügstelle korrekt bzw. hinreichend korrekt abgebildet, was durch die Berechnung des links- und rechtsseitig wirkenden Moments unterstützt wird. Die Tatsache, dass die Maxima der simulativ und analytisch berechneten Biegelinien die gleiche axiale Position besitzen, stützt die verwendete Methode und führt auf die Lastannahme bzw. die Annahme des Gesamtmoments als Fehlerquelle. Im Folgenden wird daher ein Ansatz zur Reduzierung der Abweichung der Biegelinie der Simulation sowie der analytischen Lösung auf Basis einer genaueren Lastannahme vorgestellt.

Im Fall von Rührreißschweißverbindungen mit geringer Fügstellenbreite kann eine Lösung nach der in den vorangegangenen Abschnitten vorgestellten Berechnungsmethodik hinreichend genau sein, jedoch wurden auch im Bereich von Klebeverbindungen Vergleichsrechnungen durchgeführt (z.B. [106]), wobei die Fügstellenbreite weit über die, der im Rahmen dieser Arbeit geprüften Verbindungen hinausgeht. Für solche Verbindungen, deren Verhalten aufgrund ihrer flexiblen Zwischenschicht nicht von der beschriebenen Berechnungsmethodik vollständig erfasst werden kann, können trotzdem die im Folgenden modifizierten Lastannahmen zur Bestimmung der Höhe des Gesamtmoments sowie der daraus folgenden Teilmomente verwendet werden.

Bisher wurde die von Goland und Reissner in [104] beschriebene vereinfachte Lastannahme verwendet, die vom Abstand der Nulllinien als Hebelarm für das resultierende auf die Verbindung wirkende Gesamtmoment ausgeht. Dieser Ansatz wurde im Rahmen dieser Arbeit überprüft. Die ersten Berechnungen für Verbindungen variabler Fügebreite zeigten jedoch, dass der Ansatz ein zu hohes Moment verursacht. Die von Goland und Reissner eingeführte Korrektur zur Berechnung der Schnittmomente M_1 und M_2 geht von der Berechnung des Winkels der Kraftwirkungslinie gegenüber dem Normalzustand (α_n) der Probe aus. Über die Formulierung

$$\tan \alpha_n = \frac{1}{2} \frac{t}{l+c} \quad \text{Gl. 5.70}$$

mit t : Blechdicke, c : Fügstellenbreite, l : Länge der halben Verbindung (exkl. c)
wobei im Fall kleiner Auslenkungen gilt:

$$\tan \alpha_n = \alpha_n \quad \text{Gl. 5.71}$$

wird die wirkenden Momente in der Verbindung über

$$M_1 = T(\alpha_n x_1 - w_1) \quad \text{Gl. 5.72}$$

$$M_2 = T \left(\alpha_n (l + x_2) - w_2 - \frac{t}{2} \right) \quad \text{Gl. 5.73}$$

berechnet. Dabei ist x_i die Koordinate entlang des Biegebalkens, während w_i die Auslenkung der Mittellinie angibt. T entspricht der aufgebrachten Zuglast F . Die Fügstellenbreite wird über eine hyperbolische Lösungsfunktion zur Berechnung eines Korrekturfaktors k mit einbezogen, jedoch haben eigene Berechnungen an Testgeometrien gezeigt, dass die berechnete Biegelinie aufgrund der starken Reduktion des Gesamtmoments stark von der FE-Berechnung abweicht. Die Vorhersagegenauigkeit der gesamten Formulierung wurde zuletzt von Tsai und Morton [106] mit FE-Methoden an geklebten Verbindungen überprüft, wobei ebenfalls eine große Abweichung zwischen analytischer Berechnung und simulativer Lösung

festgestellt werden konnte. Tsai und Morton vergleichen weitere komplexe Lösungsansätze z.B. von Oplinger [105] mit einer erweiterten iterativen numerischen Methode basierend auf [104] und erreichen sehr gute Ergebnisse hinsichtlich der Verformung der Überlappverbindungen.

Bei einer idealisierten Fügstellenbreite $b=0$ mm kann das Moment durch die Abstände zwischen der Kraftflusslinie sowie der Nulllinien beider Balken (a und c) berechnet werden. Im Fall einer artgleichen Verbindung entspricht dieses Moment dem in [104] berechneten Gesamtmoment. Folgt man bei einer erhöhten Fügstellenbreite der Kraftflusslinie (rot eingezeichnet) entsprechend der halben Fügstellenbreite in beide Richtungen, so erhält man durch Addition der Abstände der Fügeteilnulllinie und den Komponentennulllinien das wirkende Gesamtmoment, siehe Abb. 5.43. Für den Fall der dargestellten Verbindung wird demnach das Gesamtmoment mit dem Hebelarm $d=2a_{nb}(b)$ berechnet. Für den verwendeten Ansatz wird vorausgesetzt, dass sich die Verbindung im Falle einer Beanspruchung in den Kraftfluss ausrichtet. Die Verbindung verformt sich stets so weit, bis ein Gleichgewicht der Momente hergestellt ist. Die Kraftwirkungslinie beschreibt diejenige Linie, entlang derer sich die Verbindungsstelle ausrichten müsste, um einer überwiegenderen Zugbeanspruchung ausgesetzt zu werden. Das Moment, das unter Bezug auf den Abstand der Kraftwirkungslinie zur Nulllinie des Biegebalkens berechnet werden kann, ist demnach das Moment, das aufgebracht werden müsste, um den Balken zwischen den Einspannpunkten auszurichten.

Die Aufteilung des Gesamtmoments in die Teilmomente erfolgt wiederum über den in Abschnitt 5.2.1 beschriebenen zweiteiligen Ansatz, die Berechnung der Biegelinie entsprechend der Vorgehensweise in Abschnitt 5.2.2.

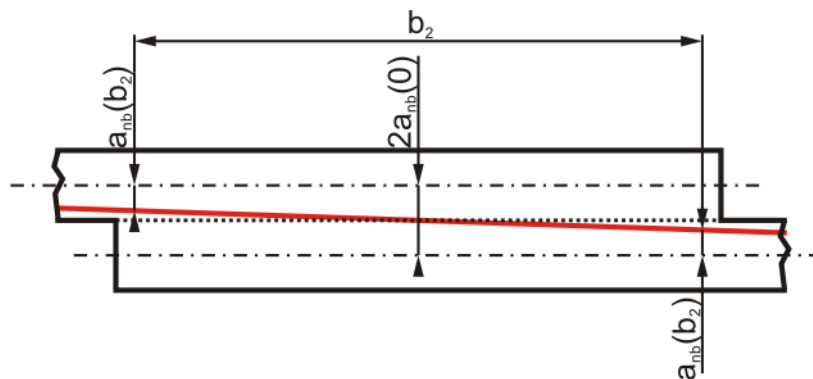


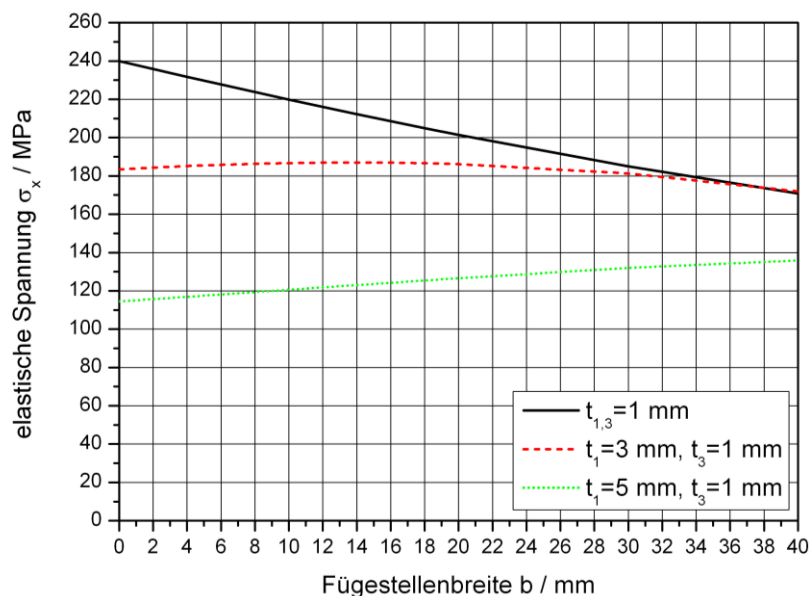
Abb. 5.43: Ausschnitt der Fügstelle

Die Ergebnisqualität wurde anhand der in Abschnitt 5.2.3 berechneten Verbindungen der Fügstellenbreiten $3 < b < 11$ mm überprüft. Die Ergebnisse weisen, auf Basis der Biegelinien verglichen, gegenüber dem vereinfachten Ansatz eine weitaus höhere Genauigkeit auf. Die Verbesserung hinsichtlich Verbindungen mittlerer Fügstellenbreite ist offensichtlich, siehe Tab. 36. Allerdings kehrt sich dabei das Vorzeichen der Abweichung um, d.h. die analytisch berechnete Biegelinie verläuft zu niedrigeren Werten hin verschoben.

Tab. 36: Prozentuale Abweichung des Maximalwerts der analytisch berechneten Biegelinie

Verbindungskonfiguration	y_{\max_sim} / mm	y_{\max} / mm	Abweichung / %
$t_{1,3}=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	0,801	0,802	0,076
$t_{1,3}=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	0,781	0,774	0,863
$t_{1,3}=3 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	0,090	0,089	0,820
$t_{1,3}=3 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	0,088	0,086	1,676
$t_1=3 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	1,204	1,192	1,066
$t_1=3 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	1,186	1,144	3,467
$t_1=3 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=30 \text{ mm}$	1,006	0,889	11,668
$t_1=5 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=3 \text{ mm}$	0,554	0,549	0,897
$t_1=5 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}, b=11 \text{ mm}$	0,580	0,564	2,746

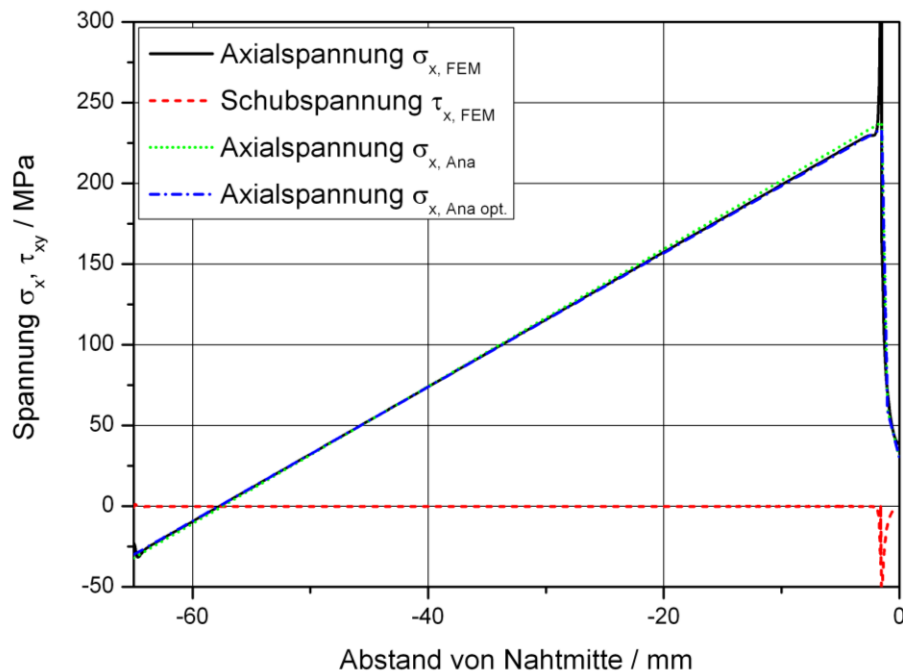
Werden, entsprechend [Abb. 5.34](#), die elastisch berechnete maximale Strukturspannung bei einer konstanten Zugbeanspruchung von $\sigma_z=60 \text{ MPa}$ dargestellt, so ist [Abb. 5.44](#) zu entnehmen, dass für Mischverbindungen ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Fügestellenbreite und der maximalen Strukturspannung besteht. Im Bereich geringer Fügestellenbreiten, die beim Rührreißschweißen von dünnen bis mitteldicken Blechen üblich sind ($b < 15 \text{ mm}$), ist die Differenz zu den in Abschnitt 5.2.1 und 5.2.2 berechneten Schnittmomente den daraus resultierenden Biegespannungen gering. Werden größere Fügestellenbreiten angenommen, so ist die maximale Spannung abhängig von der Dickenkombination der Fügeteile. Die Mischverbindung $t_1=3 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}$ scheint so z.B. bei ca. $b=15 \text{ mm}$ ein Spannungsmaximum zu besitzen, während die maximale Beanspruchung der Verbindung $t_1=5 \text{ mm}, t_3=1 \text{ mm}$ für weitaus breitere Fügestellen erreicht wird.

**Abb. 5.44:** Vergleich der Momentenverläufe von artgleichen Verbindungen und Mischverbindungen mit Variation der Fügeteildicke

Der Vergleich der Biegelinien bei erhöhter Fügestellenbreite zeigt, dass die Abweichung der analytischen Lösung zur simulativ ermittelten Auslenkung der Verbindung zunimmt, siehe [Tab. 36](#). Die Bestimmung des wirkenden Biegemoments scheint daher aufgrund der Linearität des Ansatzes im Fall breiter Verbindungen nicht dazu geeignet, das nichtlineare Verhalten der Verbindungen exakt vorherzusagen. Daher wird empfohlen, die optimierte Berechnung des Gesamtmoments nur für den Fall kleiner bis mittlerer Fügestellenbreiten einzusetzen.

zen. Die Wirkung der Optimierung lässt sich sehr gut an der Spannungsverteilung sowie der aus den FE-Berechnungen extrapolierten Strukturspannungen quantifizieren. [Abb. 5.45](#) zeigt einen Vergleich der axialen Spannungsverteilungen der Verbindung $t_{1,3}=1$ mm, $b=3$ mm. Dabei sind die analytische Lösung (Ana) sowie die optimierte analytische Lösung (Ana opt., vgl. Abschnitt 5.3.3) der FE-Berechnung (FEM) gegenübergestellt. Die vereinfachte analytische Lösung sagt dabei eine etwas höhere Spannung voraus, während die optimierte Lösung eine sehr gute Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen aufweist. Im Sinne einer einfachen Lösung des Problems für Rührreißschweißverbindungen geringer Fügstellenbreiten wie die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Verbindungstypen kann der vereinfachte Ansatz gewählt werden.

Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass die realen Werte des wirkenden Gesamtmoments zwischen der von Goland und Reissner sowie der in Abschnitt 5.2.2 vorgestellten Lösung liegen. Die allgemeingültige exakte Lösung kann nur durch eine iterative Methode zur Berechnung des wirkenden Moments erreicht werden, da sich die Hebelverhältnisse während der Belastung kontinuierlich ändern. Diese Methoden werden in [106] und [105] ausführlich für die Anwendung in Klebeverbindungen behandelt.



[Abb. 5.45:](#) Vergleich der Spannungsverläufe (Vereinfachte Lösung/ Optimierte Lösung)

Die folgenden Ergebnisse zeigen die aus linearelastischen FE-Berechnungen extrahierten im höchstbeanspruchten Querschnitt wirkenden Biegemomente in Abhängigkeit von der Fügstellenbreite b . [Abb. 5.46](#) beschreibt die Übereinstimmung der analytisch berechneten maximalen Strukturspannung (Strich-Punkt Linien) der optimierten Momentenberechnung mit der FE-Simulation. Bis zu einer Fügstellenbreite von ca. $b=11$ mm wird eine gute Übereinstimmung erreicht, für Mischverbindungen werden die berechneten Strukturspannungen bei erhöhter Fügstellenbreite etwas zu niedrig vorhergesagt.

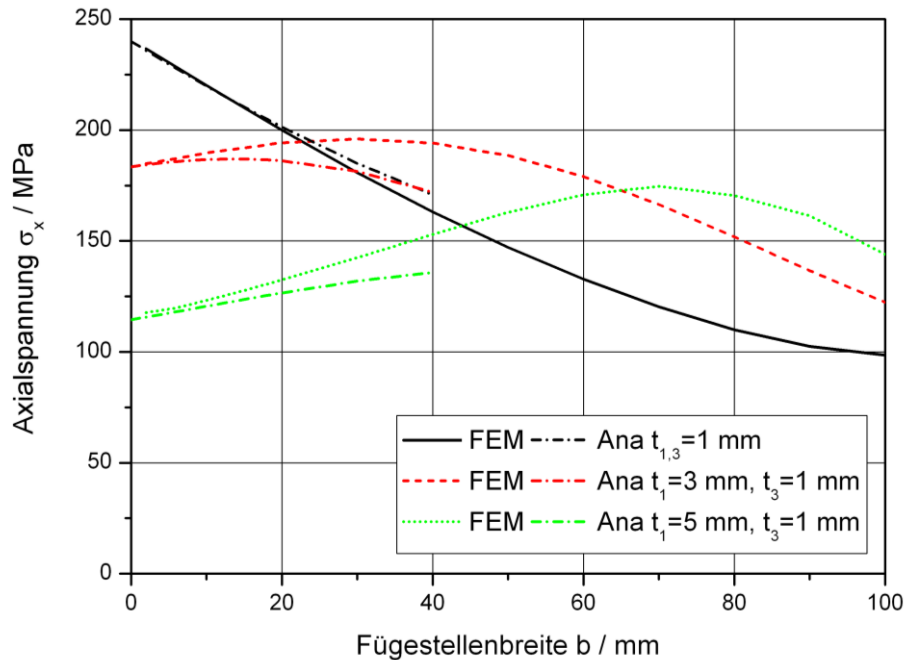


Abb. 5.46: Vergleich der Spannungsverläufe (Optimierte Lösung)

5.4 Elastisch-plastische Korrektur der wirkenden Strukturspannung

5.4.1 Theoretische Grundlagen und Einflüsse auf die Strukturspannung

Ausgehend von der linearen Spannungs-Dehnungs-Verteilung in Abschnitt 5.3.2 kann über die Einführung des realen Werkstoffverhaltens unter Berücksichtigung der mechanischen Randbedingungen des Bernoulli-Biegebalkens eine Erweiterung auf eine elastisch-plastische Korrektur der wirkenden Spannungen am Bauteil durchgeführt werden. Die Grundvoraussetzung der Ermittlung der elastisch-plastischen Spannungen ist die Tatsache, dass in einem Balken stets ein weitgehend linearer Dehnungsverlauf (Basis ESZ) vorliegt. Abb. 5.47 zeigt den in einer Überlappverbindung vorliegenden Spannungszustand eines überelastisch beanspruchten Balkens. Die obere Verbindungshälfte dient dabei der Darstellung der resultierenden Dehnung. Wird die zur Fließspannung gehörige Dehnung überschritten, folgt eine beanspruchungsabhängige materialbedingte (Teil-) Plastifizierung. Die untere Bauteilhälfte zeigt den aus dem Verformungszustand resultierenden Spannungszustand.

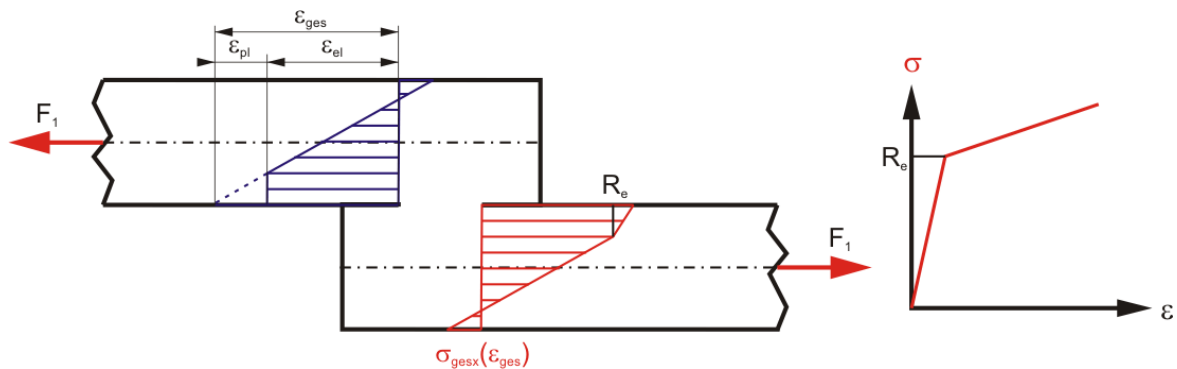


Abb. 5.47: Schematisch dargestellter resultierender elastisch-plastischer Spannungs- und Dehnungszustand in Überlappverbindungen unter kombinierter Zug- und Biegebeanspruchung sowie zugrundegelegte idealisierte Fließkurve

Wird die Zugkraft weiter erhöht (F_1 (oben) auf F_2 (unten), $F_2 > F_1$), so folgt die elastische Dehnung der Lastzunahme linear, der Gradient der Steigung über die Bauteildicke nimmt zu,

siehe [Abb. 5.48](#). Aufgrund des nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verlaufs kommt es zu einer Erweiterung des teilplastifizierten Bereichs.

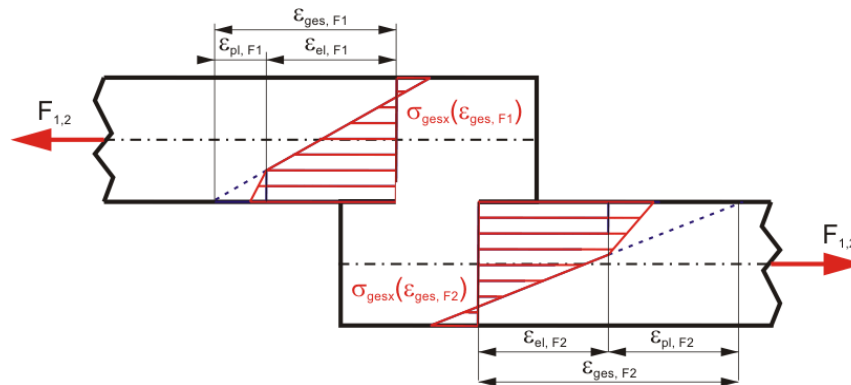


Abb. 5.48: Schematisch dargestellter resultierender elastisch-plastischer Spannungs- und Dehnungszustand in Überlappverbindungen unter kombinierter Zug- und Biebeanspruchung

Die elastisch-plastische Korrektur der elastisch berechneten Spannungen erfolgt durch Anwendung der Neuber-Hyperbel anhand der technischen Fließkurven der Grundwerkstoffe EN AW-5454 O und EN AW-6016 T4. Mit dem Verfahren nach Neuber wird eine pseudo-elastische Dehnung berechnet und dem jeweiligen Spannungswert zugeordnet [112]. Die aus der elastischen Maximalspannung berechnete elastische Dehnung wird anschließend mit dieser pseudo-elastischen Dehnung verglichen. [Abb. 5.49](#) zeigt beispielhaft das Vorgehen bezogen auf einen elastisch bestimmten Spannungswert von $\sigma_{el}=329,3$ MPa (Lastfall: $F=1200$ N, artgleiche Verbindung EN AW-6016). Aufgrund der möglichen Abweichung der wahren von der technischen Fließkurve wurden die zugehörigen Gesamtdehnungen für alle in diesem Projekt betrachteten Bauteilgeometrien und Lastfälle der durchgeführten zyklischen Verbindungsprüfung ermittelt. In keinem Fall überschreitet die Gesamtdehnung einen Wert von $\varepsilon_{ges}=5,1$ %. Wird dieser Wert einer Gleichmaßdehnung von ca. $A_{gt}=17$ % (EN AW-5454 O) bzw. $A_{gt}=25$ % (EN AW-6016 T4) gegenübergestellt, so kann davon ausgegangen werden, dass die Abweichung der wahren und technischen Fließkurven im betrachteten Dehnungsbereich gering ist.

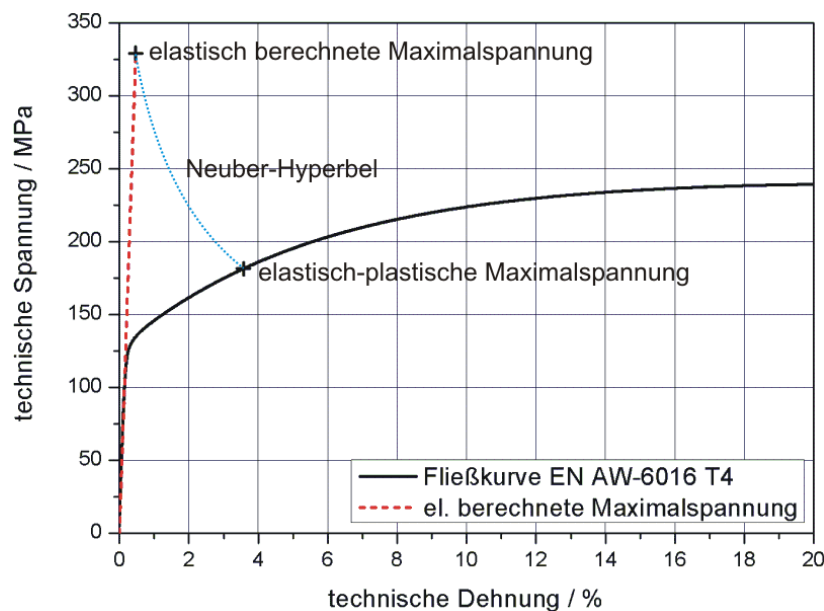


Abb. 5.49: Vorgehen nach Neuber zur Bestimmung der elastisch-plastischer Spannung

Die Berechnung der Spannungsamplitude bei elastisch-plastischer Beanspruchung erfolgt über Verwendung der elastischen Unterlast.

Verwendung der quasistatischen Fließkurve

Um eine realistische Umrechnung der elastischen Spannungen in elastisch-plastische Spannungswerte zu erreichen, ist im quasistatischen Versuch eine Fließkurve ausreichend. Da die auf die elastisch-plastische Korrektur bezogene Beanspruchung aus einer zyklischen Belastung der Probe resultiert, sollte die zyklische Fließkurve der Werkstoffe EN AW-5454 O sowie EN AW-6016 T4 bestimmt werden. Werden jedoch die in der Literatur verfügbaren zyklischen Fließkurven von Aluminiumlegierungen der Gruppen EN AW-2^{***}, -6^{***} und -7^{***} mit der quasistatischen technischen Fließkurve des jeweiligen Werkstoffs verglichen, so weichen die zyklischen Fließkurven, abgesehen von einer leichten Verfestigung kaum von der quasistatischen Fließkurve ab [113][114][115]. Im Sinne einer möglichst vereinfachten analytischen Berechnung der Strukturspannungsamplitude bildet daher die quasistatische Fließkurve die Grundlage zur Korrektur der Spannungswöhlerkurven.

5.4.2 Anwendung der elastischen und elastisch-plastischen Korrekturfunktionen auf reale Spannungs-Wöhlerkurven

Zur Korrektur der Nennspannungsamplituden der geprüften Verbindungen wurde das analytische Berechnungsmodell der Verbindungstypen EN AW-5454 O artgleich, EN AW-6016 T4 artgleich sowie der Mischverbindung EN AW-5454 O/ EN AW-6016 T4 entsprechend der Probengeometrie unter Berücksichtigung der Einspannbedingungen angepasst. Dazu wurde die Fügstellenbreite b aus metallografischen Querschliffen bestimmt, siehe Abb. 5.50 bis Abb. 5.52. Obwohl zur Herstellung der Verbindungen unter Beteiligung von EN AW-5454 aufgrund der relativ großen Blechdicken ein Werkzeug größeren Durchmessers verwendet wurde, ist die Fügstelle selbst aufgrund der Konizität des Stiftes relativ schmal. Wird die Fügstelle der artgleichen Verbindung IMWF-33-00020 (EN AW-6016) betrachtet, so sind die Bleche auf einer größeren Breite verbunden, als es dem Durchmesser des Werkzeugs entspricht. Wie auch durch den großen rekristallisierten Bereich unter dem Wirkungsbereich der Werkzeugschulter ersichtlich, erfolgt eine starke Plastifizierung bei gleichzeitiger Erwärmung. Durch den relativ hohen Werkzeugdruck werden Teile der Bleche verformt, die außerhalb der Reichweite des Stiftes liegen. Das drückt sich durch die Verformung der Oxidschichten sowie deren Zerteilung aus, beispielhaft sei der linke Blechübergang in der Stoßebene Abb. 5.51 genannt.

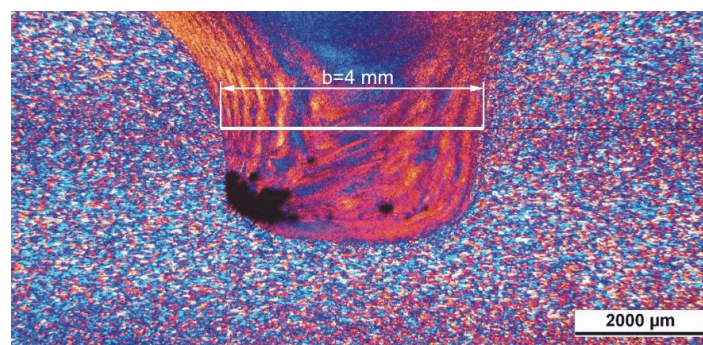


Abb. 5.50: Bestimmung der Fügstellenbreite aus Querschliff (artgleiche Verbindung EN AW-5454)

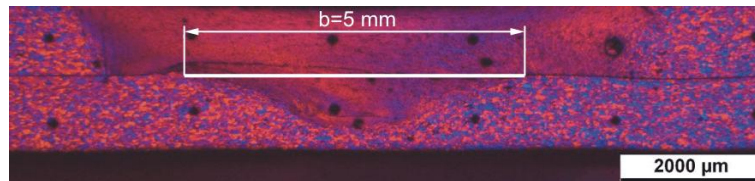


Abb. 5.51: Bestimmung der Fugestellenbreite aus Querschliff (artgleiche Verbindung EN AW-6016)

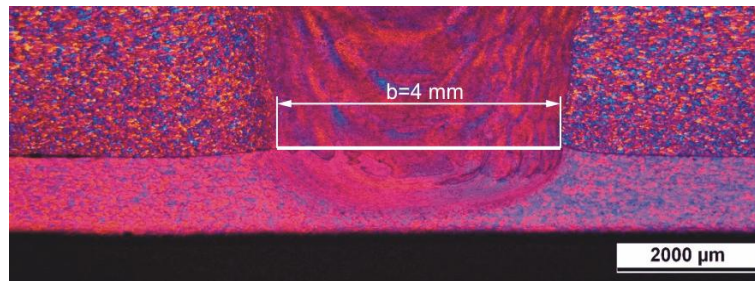


Abb. 5.52: Bestimmung der Fugestellenbreite aus Querschliff (Mischverbindung)

Artgleiche Überlappverbindung EN AW-5454 O

Die nennspannungsbasierte Auswertung der Überlappverbindungen des Grundwerkstoffs EN AW-5454 ergab in Abschnitt 4.3.2 sehr niedrige Spannungsamplituden für den gesamten Verlauf der Wöhlerkurven. Wird entsprechend der Herleitung in Abschnitt 5.2 die Biegespannung berücksichtigt, kann über die Verwendung des analytischen Berechnungsansatzes für eine Fugestellenbreite $b=4$ mm die wirkende Strukturspannung im Prüfquerschnitt berechnet werden. Tab. 37 gibt die aus Zuglast und Biegemomenten resultierenden Spannungen der einzelnen Lasthorizonte wieder. Dabei ist die Beanspruchung in Zug- ($\sigma_{t,el}$) und Biegeanteile ($\sigma_{b,el}$) aufgeteilt dargestellt sowie als die Beanspruchungsamplituden ($\sigma_{ages,el}$, $\sigma_{ages,elpl}$). Abb. 5.53 zeigt die mit dem entwickelten analytischen Strukturspannungskonzept elastisch korrigierten Wöhlerkurven der Verbindungen IMWF-11-00001 ($n=750 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250$) und -00002 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=250 \text{ mm/min}$) im Vergleich mit der Wöhlerkurve des Grundwerkstoffs.

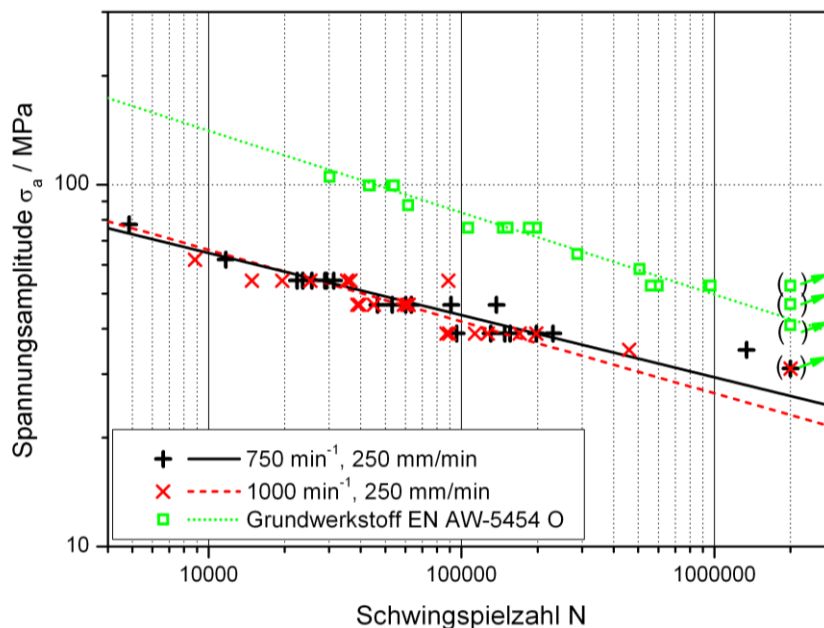


Abb. 5.53: Vergleich der elastisch korrigierten Wöhlerkurven sowie des Grundwerkstoffs EN AW-5454 O

Durch die Korrektur werden die aus den berechneten Maximalspannungen resultierenden Spannungsamplituden zu deutlich höheren Werten verschoben. Die Annahme, dass eine zyklisch auf Biegung beanspruchte Struktur aufgrund der Stützwirkung höhere Lastwechselzahlen bei gleicher Beanspruchungshöhe erträgt, lässt für zug- biegebeanspruchte Bauteile ein ähnliches Verhalten erwarten. Die Verbindungen aus EN AW-5454 O zeigen jedoch ein schlechteres zyklisches Verbindungsverhalten, was den Einfluss fügetechnischer Ungängen verdeutlicht (vgl. EN AW-6016 sowie Mischverbindungen). Aufgrund des Versagens aller Verbindungen durch Bruch des werkzeugseitig liegenden Bleches, haben die in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen Schlauchporen keinen Einfluss auf das zyklische Verbindungsverhalten. Verursacht durch die hohe notwendige Eintauchtiefe zur ausreichenden Plastifizierung des unter der Schulter befindlichen Werkstoffvolumens wurde die Blechdicke durch Austrag von Material reduziert, was eine nicht exakt zu spezifizierende Erhöhung der wirkenden Spannung zur Folge hat. Die schweißparameterspezifische Ausbildung der Struktur in Kerbgrundnähe (Form und Lage der Oxidschicht bzw. von Oxidpartikeln) kann in einer Abschwächung oder Verschärfung der Kerbwirkung resultieren. Die Kerbwirkung durch die vorhandenen Oxidschichtfragmente wird im Weiteren nicht berücksichtigt, hat jedoch einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf das zyklische Bauteilverhalten.

Abb. 5.54 zeigt die mit dem Wöhler-Verfahren elastisch-plastisch korrigierten Wöhlerkurven der artgleichen Verbindungen aus EN AW-5454. Wie auch aus Abb. 5.55 ersichtlich, werden die maximalen Spannungen hoher Spannungsamplituden durch die einsetzende Teilplastifizierung deutlich reduziert. Die berechneten Ausgleichsgeraden werden um die konstant bleibenden Stützstellen im Bereich rein elastischer Beanspruchung hin zu flacheren Verläufen gedreht.

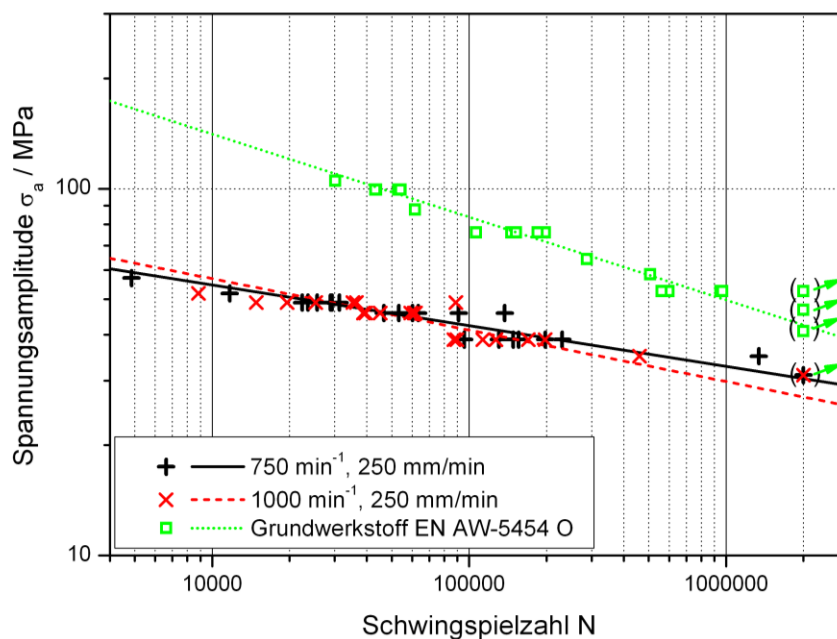


Abb. 5.54: Vergleich der elastisch/ elastisch-plastisch korrigierten Wöhlerkurven sowie des Grundwerkstoffs EN AW-5454 O

Das spannungsmäßig relativ niedrige Niveau der Wöhlerkurven trotz aller durchgeführten Korrekturen zeigt, dass die Verbindung der Bauteile nicht optimal ist, bzw. eine Kombination aus Fertigungsungängen und Kerben die Lebensdauer stark reduzieren.

Tab. 37: Elastisch und elastisch-plastisch korrigierte Nennspannungsamplitude

Oberlast / N	Unterlast / N	σ_{anenn} / MPa	$\sigma_{t,el}$ / MPa	$\sigma_{b,el}$ / MPa	$\sigma_{ages,el}$ / MPa	$\sigma_{ages,elpl}$ / MPa
2000	200	19,8	44,0	128,6	77,6	57,1
1800	180	17,8	39,6	115,7	71,9	54,5
1600	160	15,8	35,2	102,9	66,1	51,8
1400	140	13,8	30,8	90,0	60,3	49,0
1200	120	11,9	26,4	77,2	54,5	45,8
1100	110	10,9	24,2	70,7	51,6	42,7
1000	100	9,9	22,0	64,3	48,7	38,8
900	90	8,9	19,8	57,9	45,8	34,9

Abb. 5.55 zeigt die Spannungsverteilung über die Balkendicke der elastisch und elastisch-plastisch korrigierten Axialspannung im maximalen Belastungszustand durch die Oberlasten $F_o=2000$ N und $F_o=800$ N. Die Lasthorizonte $F_o \geq 1100$ N verursachen eine Teilplastifizierung der Überlappverbindung. Die dargestellten Belastungszustände entsprechen dem Maximum bzw. dem Minimum der Maximalbeanspruchung der durchgeführten Versuche, wobei eine Belastung von $F_o=800$ N zu Durchläufern ($N=2.000.000$) führte. Durch die kombinierte Zug-Biegebeanspruchung verschiebt sich die neutrale Faser leicht in Richtung der Außenseite.

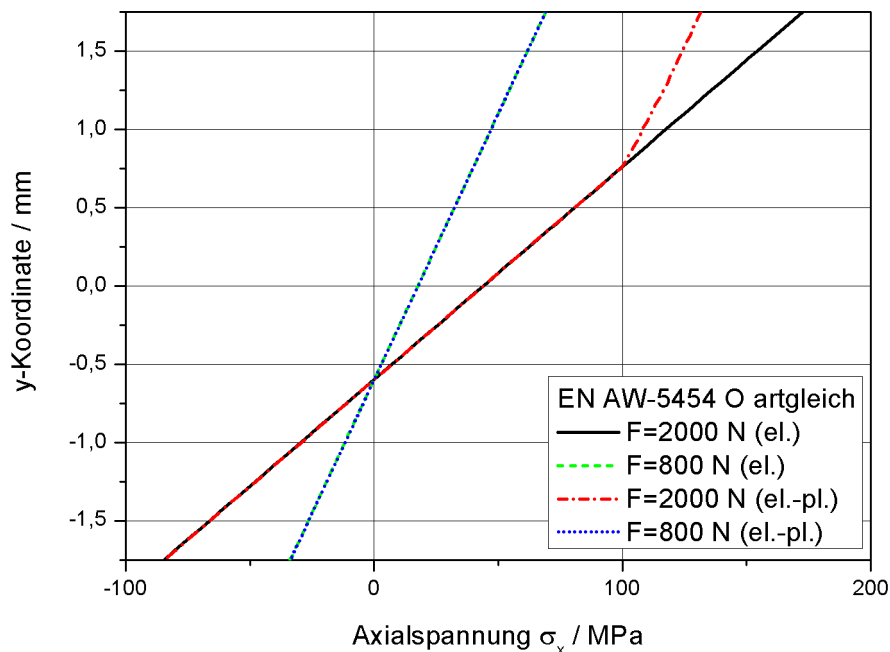


Abb. 5.55: Vergleich der analytisch berechneten Spannungsverteilung in Abhängigkeit von der aufgetragenen Last sowie der entwickelten Berechnungsmethodik (elastisch und elastisch-plastischer Ansatz)

Aufgrund der für Überlappverbindungen berechneten Eigenspannungen im Bereich der Kerbe kann davon ausgegangen werden, dass ein geringer Einfluss auf die zyklischen Verbindungseigenschaften bei einer Beanspruchung ($F_o < 1200$ N) der Probe besteht, da keine erneute beanspruchungsbedingte Plastifizierung der Probe einsetzt. Die Kerbe führt zu einer weiteren, nicht quantifizierbaren, bei niedrigeren Oberlasten einsetzenden Plastifizierung. Um die Beanspruchung der aus der Belastung $F_o=900$ N abzuschätzen, wurde ein zweidimensionales Modell der Verbindung unter Verwendung der Probenmaße erstellt. Die Span-

nungen im höchstbeanspruchten Bereich des Kerbgrundes wurden mit einem elastisch-plastischen Werkstoffmodell nach Neuber berechnet. Die Maximalspannung beträgt ca. $\sigma_{\text{ges_elpl}}=131$ MPa, woraus Druck-Eigenspannungen von ca. 20-30 MPa ($\sigma_{x_res}=R_{p0,2}\cdot\sigma_{\text{ges_elpl}}$) resultieren, siehe [Abb. 5.56](#). Die höchsten simulativ ermittelten Schweißeigenspannungen betragen etwa $\sigma_{x_res}=20$ MPa im Druckbereich. Durch die Beanspruchungssituation, das hohe Verformungsvermögen sowie die niedrigen Fließspannungen von Aluminium erfolgt bereits bei geringen Lasten eine Plastifizierung des höchstbeanspruchten Bauteilbereichs, der die Schweißeigenspannungen aufhebt. Ein Einfluss auf das zyklische Verbindungsverhalten dieser relativ niedrigen Eigenspannungen kann daher ausgeschlossen werden kann.

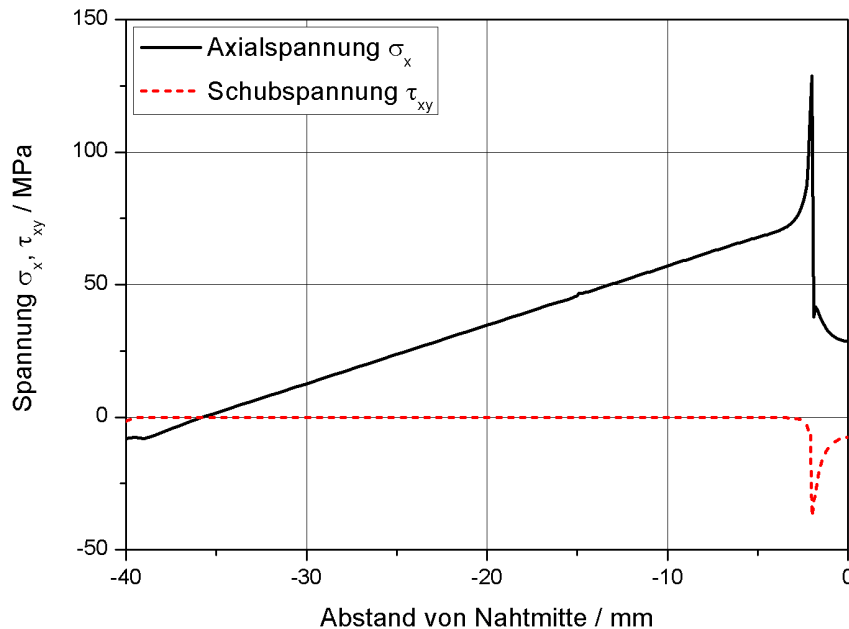


Abb. 5.56: Elastisch-plastisch berechnete axiale Spannungsverteilung in der höchstbeanspruchten Randfaser

Artgleiche Überlappverbindung EN AW-6016 T4

[Abb. 5.57](#) zeigt die entsprechend Abschnitt 5.2 korrigierten Spannungswöhlerkurven der artgleichen Überlappverbindungen des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4. Die Kurve des optimierten Schweißparametersatzes ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) wird durch die elastische Berechnung der wirkenden Maximalspannung zu Spannungswerten oberhalb der Wöhlerkurve des Grundwerkstoffs verschoben. In gleichem Maße sind die Kurven der Verbindungen reduzierter quasistatischer Eigenschaften zu höheren Spannungswerten verschoben. Die [Abb. 5.57](#) zugrundeliegenden Daten zur elastischen Korrektur der Nennspannungen sind in [Tab. 38](#) zusammengefasst.

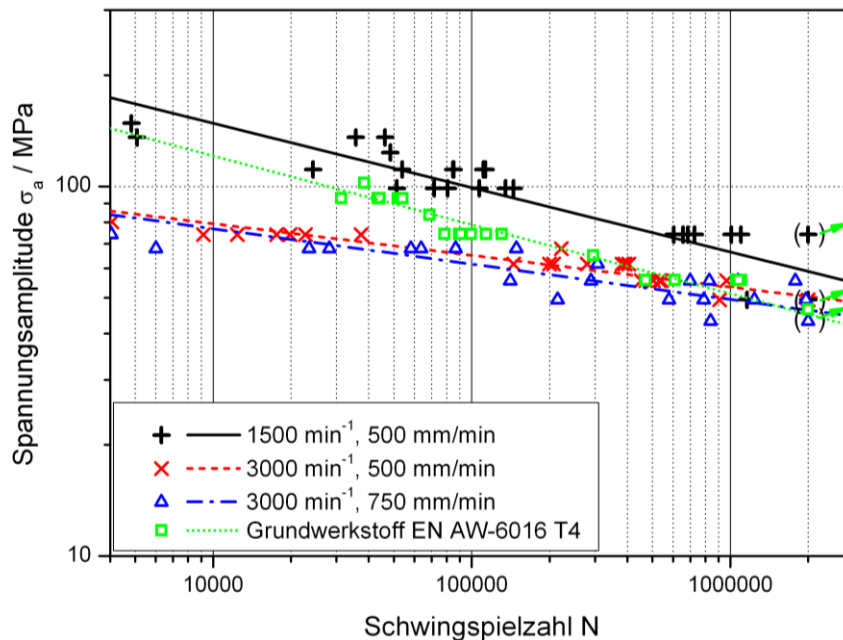


Abb. 5.57: Vergleich der elastisch korrigierten Wöhlerkurven sowie des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4

Um eine realistische Abschätzung des Ermüdungsverhaltens aus Verbindungen der Knetlegierung EN AW-6016 T4 zu erzielen, wurden die für den elastischen Zustand berechneten Spannungsamplituden entsprechend dem in Abschnitt 5.4.1 beschriebenen Verfahren nach Neuber korrigiert. Die für jeden Lasthorizont resultierende Spannungsamplitude kann Tab. 38 entnommen werden. Wie bereits für die Verbindungen aus EN AW-5454 beschrieben, kommt es aufgrund des nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Zusammenhangs zu einer Verschiebung der Spannungswerte der Wertepaare teilplastisch beanspruchter Proben hin zu niedrigeren Amplituden. Abb. 5.58 zeigt die resultierenden Wöhlerkurven für eine elastisch-plastische Korrektur. Der Schnittpunkt mit der Wöhlerkurve des Grundwerkstoffs erfolgt bei einer relativ geringen Lastwechselzahl ($N=320.000-600.000$) was auf eine erhöhte Qualität der Verbindungen im Vergleich zu den artgleichen Verbindungen aus EN AW-5454 hindeutet.

Tab. 38: Elastisch und elastisch-plastisch korrigierte Nennspannungsamplitude

Oberlast / N	Unterlast / N	σ_{anenn} / MPa	$\sigma_{t,el}$ / MPa	$\sigma_{b,el}$ / MPa	$\sigma_{ages,el}$ / MPa	$\sigma_{ages,elpl}$ / MPa
1200	120	37,8	83,9	245,4	148,2	74,3
1100	110	34,6	76,9	225,0	135,9	71,9
1000	100	31,5	69,9	204,5	123,5	69,0
900	90	28,3	62,9	184,1	111,2	66,1
800	80	25,2	55,9	163,6	98,8	63,0
700	70	22,0	49,0	143,2	86,5	59,6
650	65	20,5	45,5	132,9	80,3	57,8
600	60	18,9	42,0	122,7	74,1	56,0
550	55	17,3	38,5	112,5	67,9	54,0
500	50	15,7	35,0	102,3	61,8	51,6
450	45	14,2	31,5	92,0	55,6	49,3
400	40	12,6	28,0	81,8	49,4	47,0
350	35	11,0	24,5	71,6	43,2	43,2

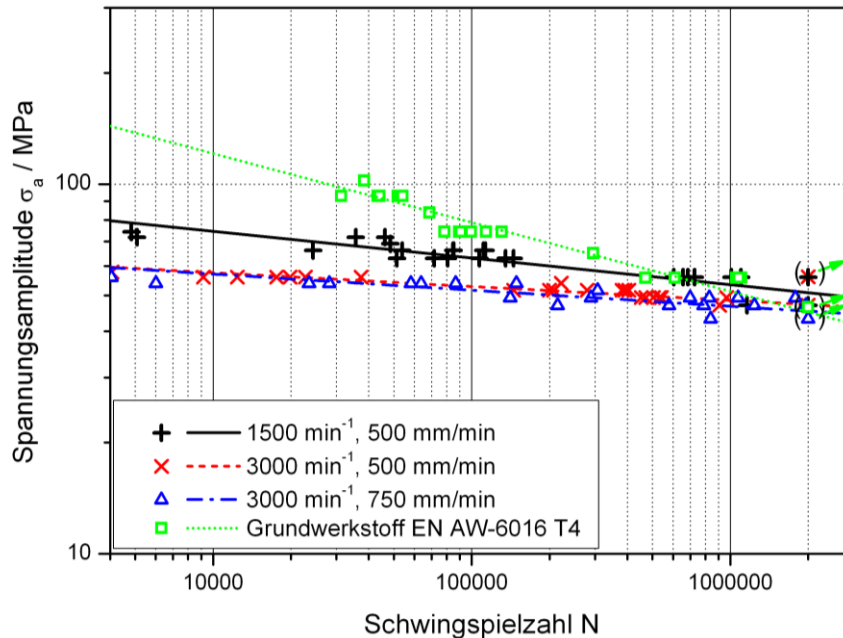


Abb. 5.58: Vergleich der elastisch-plastisch korrigierten Wöhlerkurven sowie des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4

Das in den Abschnitten 4.2.2 und 4.3.3 beschriebene Auftrennen der lediglich fest zusammengedrückten Oxidschichten bewirkt im Fall der Verbindungen reduzierter quasistatischer und zyklischer Verbindungsfestigkeit eine verringerte Blechdicke im beanspruchten Querschnitt, was zu einer größeren Stützwirkung und in Kombination mit einer relativ geringen Bauteilfestigkeit im Bereich niedriger Lastwechselzahlen zu einem flacheren Verlauf der Wöhlerkurven der Verbindungen IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) und -00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) führt.

Die elastisch-plastische Berechnung der Spannungsverteilung ergibt einen teilplastifizierten Zustand der Proben bei Erreichen der Oberlast aller Lasthorizonte, abgesehen von dem Lasthorizont $F_o=350 \text{ N}$, der jedoch ausschließlich zu Durchläufern führte, siehe [Abb. 5.59](#). Ausgehend von dieser Berechnung kann daher hier ebenfalls die Annahme erfolgen, dass durch eine einsetzende Teilplastifizierung im kritischen höchstbeanspruchten Bauteilbereich alle aus dem Schweißprozess resultierenden Eigenspannungen vernachlässigt werden können.

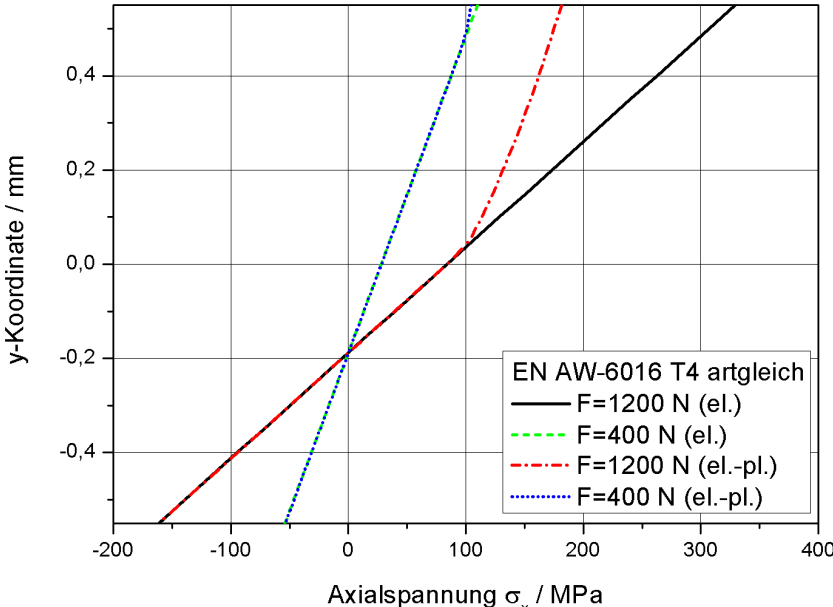


Abb. 5.59: Vergleich der Spannungsverteilung über die Blechdicke der artgleichen Verbindung EN AW-6016 T4

Mischverbindung EN AW-5454 O/ EN AW-6016 T4

Die elastische Korrektur der Spannungs-Wöhlerkurve der Mischverbindungen resultiert in einer Parallelverschiebung der Bauteilwöhlerkurven über die des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4. Im Allgemeinen besitzen die Mischverbindungen das beste zyklische Verhalten aller geprüften Verbindungskonfigurationen, vgl. Abb. 5.60.

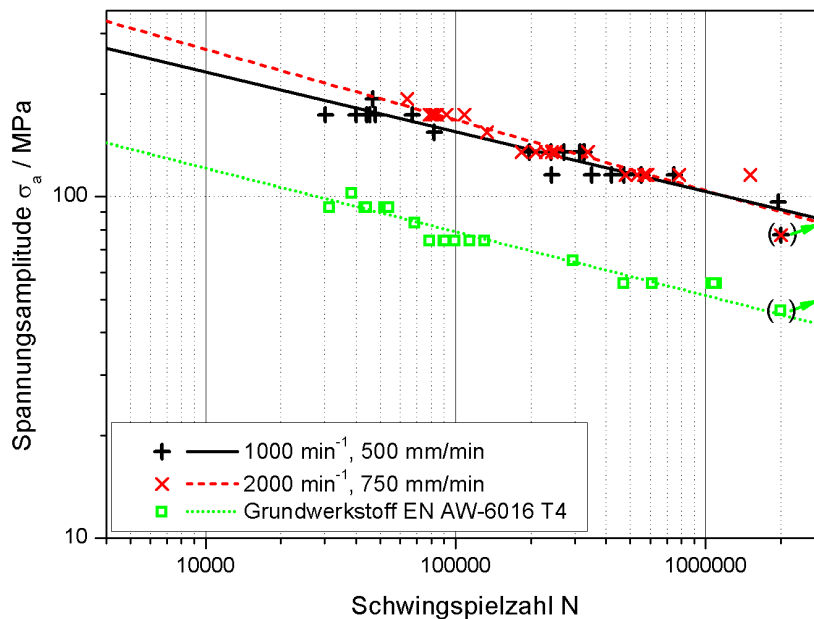


Abb. 5.60: Vergleich der elastisch korrigierten Wöhlerkurven sowie des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4

Die elastisch-plastische Korrektur führt erneut zu einer Reduktion der Spannungsamplituden der teilplastisch beanspruchten Verbindungen. Die Höhe der Beanspruchung resultiert im Falle der Mischverbindungen in einer Teilplastifizierung der Proben auf allen geprüften Lasthorizonten. Die Neigungsabnahme der Wöhlerkurve ist daher im Vergleich zu den untersuchten artgleichen Verbindungen etwas geringer. Die Daten zur elastischen und elastisch-plastischen Korrektur der Wöhlerkurven sind in Tab. 39 zusammengefasst. Die Bauteilwöhlerkurven schneiden die Wöhlerkurve des Grundwerkstoffs bei ca. $N=220.000$ Lastwechsel. Die einseitige Verformung der Verbindung führt zu einer, im Vergleich zu artgleichen Verbindungen, unterproportionalen Biegebeanspruchung. Durch die starke Teilplastifizierung (Abb. 5.62) bereits bei niedrigen Oberlasten kann davon ausgegangen werden, dass Eigenspannungen keinen bzw. lediglich geringen Einfluss auf das zyklische Bauteilverhalten besitzen.

Tab. 39: Elastisch und elastisch-plastisch korrigierte Nennspannungsamplitude

Oberlast / N	Unterlast / N	σ_{anenn} / MPa	$\sigma_{t,el}$ / MPa	$\sigma_{b,el}$ / MPa	$\sigma_{ages,el}$ / MPa	$\sigma_{ages,elpl}$ / MPa
2000	200	62,9	139,9	204,9	192,9	82,1
1800	180	56,6	125,9	190,0	173,6	79,0
1600	160	50,3	111,9	175,1	154,3	75,4
1400	140	44,1	97,9	160,2	135,0	71,7
1200	120	37,8	83,9	145,3	115,7	67,4
1000	100	31,5	69,9	130,4	96,4	62,5
900	90	28,3	62,9	123,0	86,8	59,9
800	80	25,2	55,9	115,5	77,2	56,9

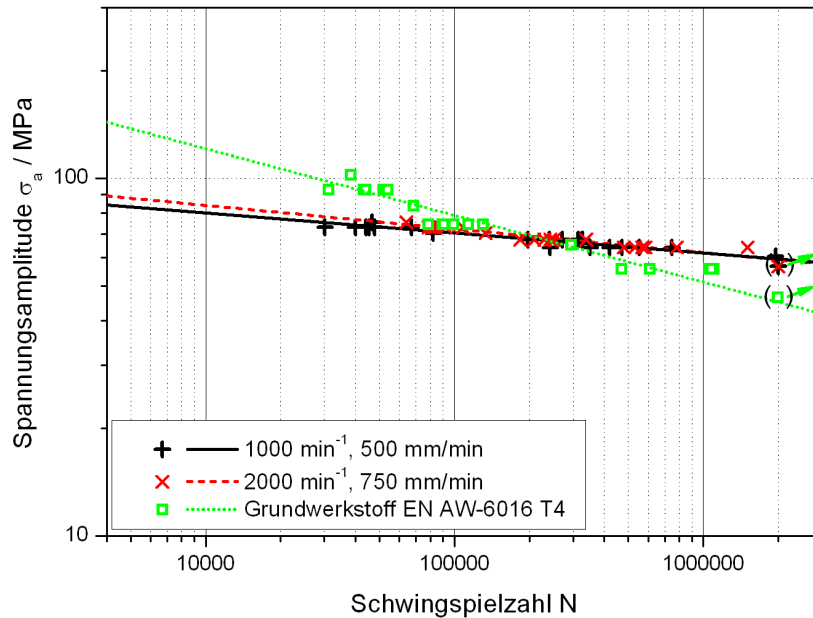


Abb. 5.61: Vergleich der elastisch-plastisch korrigierten Wöhlerkurven sowie des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4

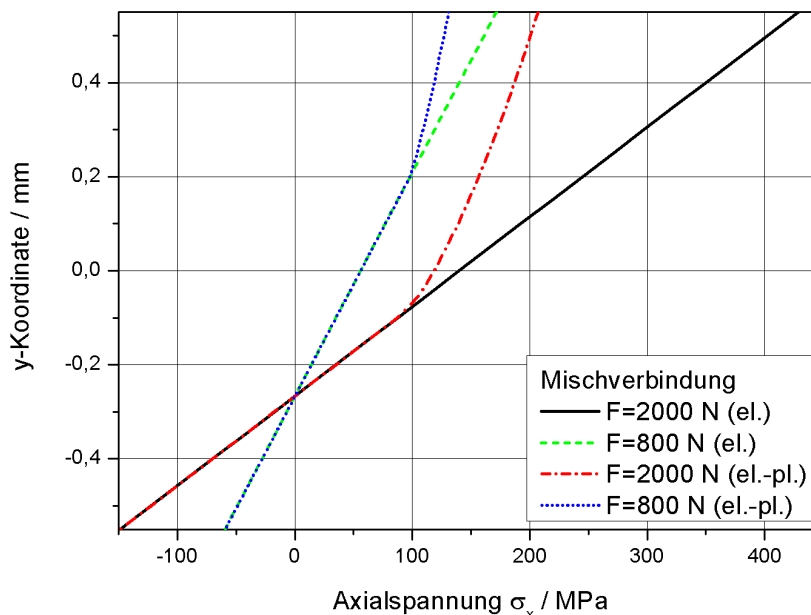


Abb. 5.62: Vergleich der Spannungsverteilung über die Blechdicke der Mischverbindung EN AW-5454 O / EN AW-6016 T4

Mischverbindungen EN AW-6016 T4/ DC04

Die Ergebnisse der im Projekt durchgeführten zyklischen Prüfung (zusammengefasst in Anhang 8.5.5, vgl. [22]) der Aluminium-Stahl-Mischverbindungen wurden nach dem Vorgehen der in Abschnitt 5.2 beschriebenen elastischen Korrektur bearbeitet. Dabei wurde stets die Aluminium-Seite der Verbindung betrachtet, die im Versuch führend für das zyklische Versagen war.

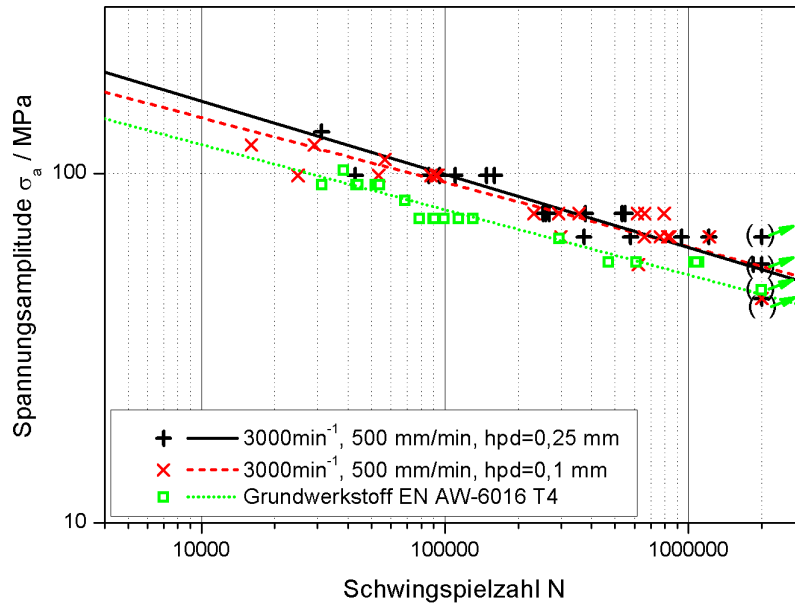


Abb. 5.63: Vergleich der elastisch korrigierten Wöhlerkurven der Mischverbindung DC04 / EN AW-6016 T4 sowie des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4

Abb. 5.63 zeigt die Ergebnisse der elastischen Korrekturen sowie die Zug-Wöhlerkurve des Grundwerkstoffs. Die Stützwirkung bedingt durch die Biegebeanspruchung verschiebt die Bauteilwöhlerkurven über die des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4. Im direkten Vergleich der Mischverbindungen mit der artgleichen Verbindung wird die Aluminiumseite durch die steifere Stahlseite spannungsmäßig entlastet und kann somit in nennspannungsbasierter Auftragung zur Missdeutung der Ergebnisse führen.

Für die elastisch-plastisch korrigierten Daten bzw. Wöhlerkurven ergeben sich ähnliche Ergebnisse wie für alle anderen im Rahmen dieser Arbeit geprüften Verbindungen. Abb. 5.64 gibt die Bauteilwöhlerkurven nach elastisch-plastischer Korrektur wieder. Die Neigung der Wöhlerkurven wird reduziert, bei einer Lastwechselzahl von ca. $N=1.000.000$ wird die Wöhlerkurve des Grundwerkstoffs geschnitten.

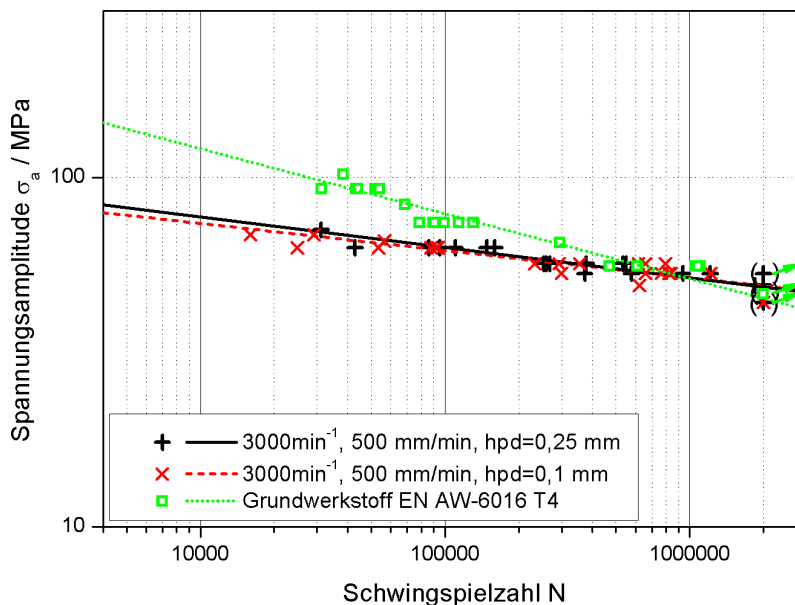


Abb. 5.64: Vergleich der elastisch-plastisch korrigierten Wöhlerkurven der Mischverbindung DC04 / EN AW-6016 T4 sowie des Grundwerkstoffs EN AW-6016 T4

Auf die Darstellung der Spannungsverteilung in Abhängigkeit von äußerer Belastung dieser Verbindungskonfiguration wird an dieser Stelle verzichtet, bis auf den untersten Lasthorizont liegt stets eine Teilplastifizierung vor, die einen Einfluss von Schweißeigenstressungen (aluminiumseitig) reduziert bzw. vernachlässigbar gering macht.

Direkter Vergleich der Spannungsverteilung EN AW-6016 T4 artgleich / Aluminium-Mischverbindung

Am Vergleich der Lastwechselzahlen eines gemeinsamen Lasthorizonts der Verbindungen EN AW-6016 T4 artgleich und der Mischverbindung des Lastfalls $F_0=1200$ N kann der aus der Verbindungsgeometrie resultierende Einfluss auf das zyklische Verbindungsverhalten veranschaulicht werden. [Abb. 5.65](#) zeigt die Spannungsverteilung über die Bauteildicke. Die Betrachtung auf Basis des Nennspannungskonzepts führt zum Ergebnis, dass die Lastwechselzahlen von Mischverbindungen bei gleicher Spannungsamplitude wesentlich über denen artgleicher Verbindungen liegen. Durch die elastische Spannungskorrektur führt der Einfluss der Asymmetrie infolge der Blechdicken- und damit Steifigkeitsunterschiede zu einer vergleichweisen Entlastung des dünneren Fügepartners bei gleichzeitig sehr hohen resultierenden Biegespannungen der artgleichen Verbindung. Nach der elastisch-plastischen Korrektur können die Verbindungen direkt verglichen werden..

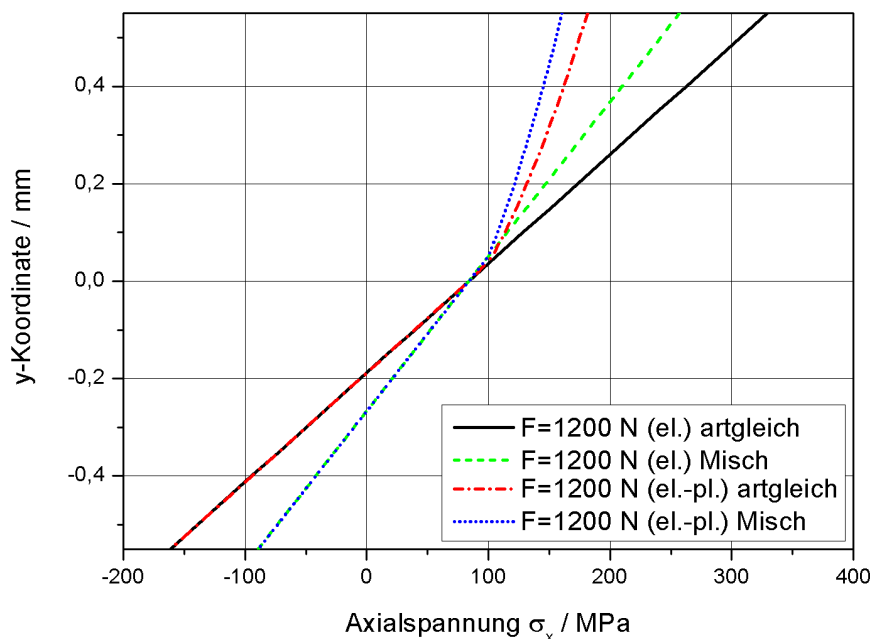


Abb. 5.65: Vergleich der Spannungsverteilung über die Blechdicke der Mischverbindung EN AW-5454 O / EN AW-6016 T4 und der artgleichen Verbindung EN AW 6016 T4

Zur Beschreibung der Güte von Schweißverbindungen wird häufig ein sog. Nahtfaktor (z.B. FKM-Richtlinie) ermittelt, der die relative Festigkeit der Naht im Vergleich zum Grundwerkstoff wiedergibt. [Abb. 5.66](#) gibt die statischen Nahtfaktoren der geprüften Rührreißschweißverbindungen im Vergleich zu den Ergebnissen der Stumpfstoßverbindungen aus Abschnitt 4.1.5 wieder.

Beide geprüften Stumpfstoßverbindungen erreichen sehr hohe Werte im Vergleich zu Standardwerken (z.B. [116]), in denen der durchschnittliche Nahtfaktor für Aluminium-Stumpfstoßverbindungen mit $\alpha_w=0,55$ angegeben ist. Verursacht durch die Biegebeanspru-

chung sind die Nahtfaktoren der Überlappverbindungen gegenüber den Stumpfstoßverbindungen reduziert, jedoch werden selbst für „mangelhafte“ Verbindungen (IMWF-33-00023 und -00027) Werte $\alpha_w > 0,4$ erreicht.

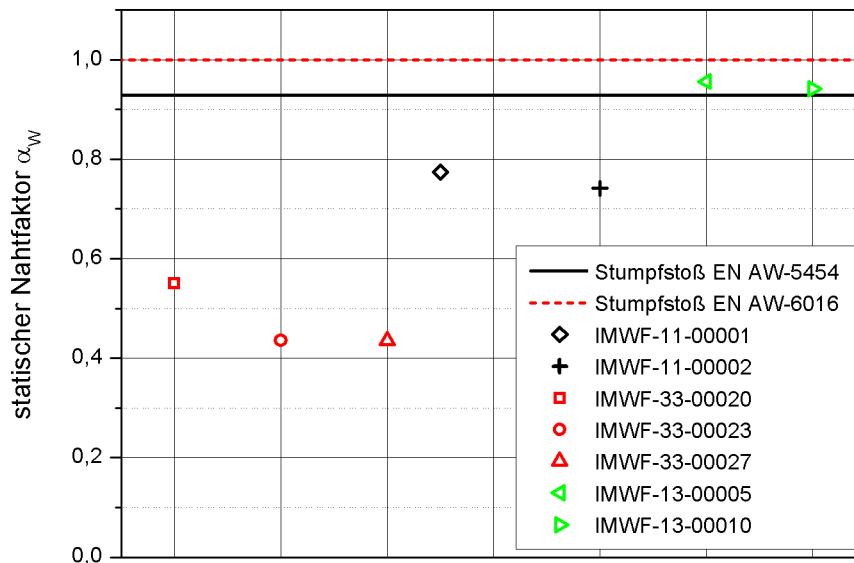


Abb. 5.66: Gemittelte Nahtfaktoren aller quasistatischer Zugversuche

Zur Wiedergabe des besonderen zyklischen Verhaltens rührreibgeschweißter Überlappverbindungen wird entsprechend dem statischen Nahtfaktor an dieser Stelle ein zyklischer Nahtfaktor $\alpha_{w,zykl}$ eingeführt. Dazu werden die Bauteilwöhlerkurven aller Verbindungen mit den jeweiligen Wöhlerkurven des Grundwerkstoffs verglichen. Der Vergleich erfolgt spannungsbasiert, d.h. bei definierten Lastwechselzahlen ($4000 < N < 2.000.000$). Wird die Tendenz der Kurven für artgleiche Verbindungen aus EN AW-5454 in Abb. 5.67 verglichen, so fällt der Anstieg des Nahtfaktors für die elastisch-plastisch korrigierten Spannungen auf, der durch die verringerte Neigung der korrigierten Wöhlerkurve verursacht wird. Gut zu erkennen ist ebenfalls ein Anstieg des zyklischen Nahtfaktors für die Stumpfstoßverbindung.

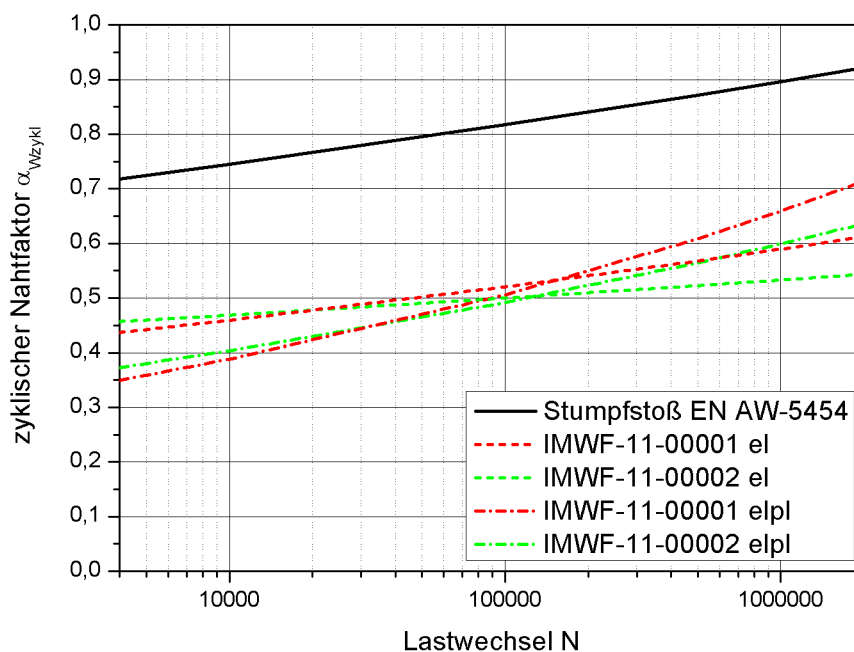


Abb. 5.67: Zyklischer Nahtfaktor artgleiche Überlappverbindungen EN AW-5454

Werden dem Verhalten der Verbindungen aus EN AW-5454 die Nahtfaktoren der Verbindungen aus EN AW-6016 gegenübergestellt, so ist die Verbesserung hinsichtlich der zyklischen Nahtqualität offensichtlich, vgl. [Abb. 5.68](#). Auffällig ist, dass Wöhlerkurven bzw. zyklische Nahtfaktoren die nach der elastischen Korrektur relativ große Abstände aufweisen, durch die elastisch-plastische Korrektur nahezu in einer Kurve zusammenfallen (IMWF-33-00023 und -00027). Verbindungen optimierter Schweißparameter mit ausgezeichneten zyklischen Eigenschaften wie IMWF-33-00020 liegen jedoch weiterhin deutlich oberhalb der zyklischen Nahtfaktoren mäßiger Verbindungen. Der zyklische Nahtfaktor der Stumpfstoßverbindung nimmt im Gegensatz zu der Stumpfstoßverbindung aus EN AW-5454 bei zunehmender Zyklenzahl leicht ab.

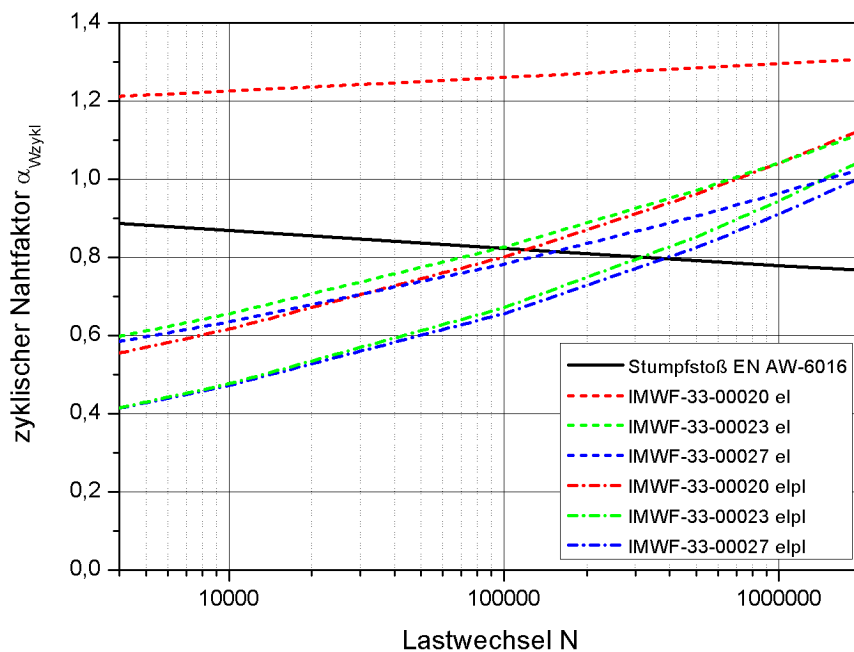


Abb. 5.68: Zyklischer Nahtfaktor artgleiche Verbindungen EN AW-6016

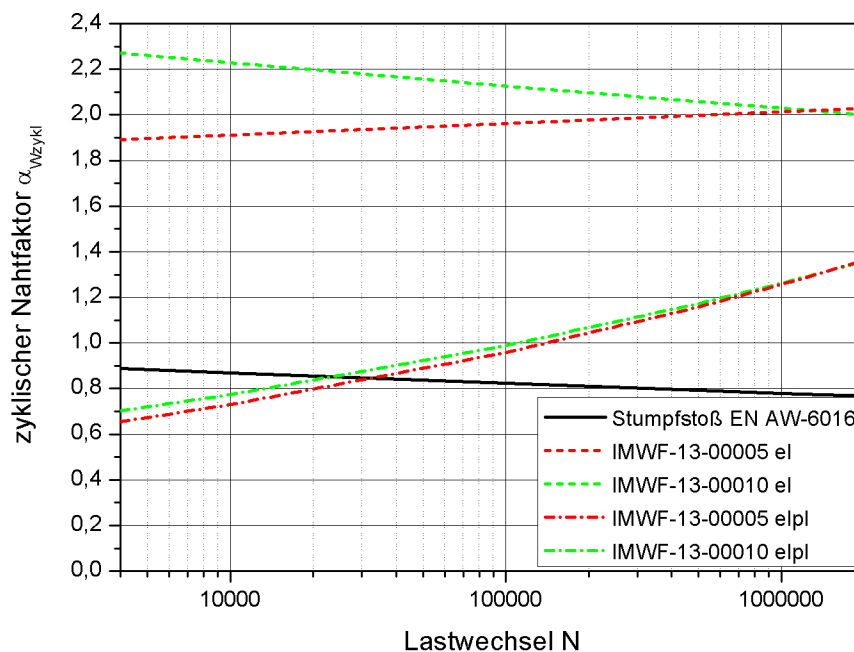


Abb. 5.69: Zyklischer Nahtfaktor Mischverbindungen

Zur Vervollständigung der Ausführungen zur Berechnung des zyklischen Nahtfaktors sind in Abb. 5.69 die Verläufe der Nahtfaktoren der Mischverbindungen im Vergleich mit der artgleichen Stumpfstoßverbindung aus EN AW-6016 aufgetragen. Die Vorteile dieser Verbindungskonfiguration bei zyklischer sowie statischer Beanspruchung werden im Vergleich mit Abb. 5.66 offensichtlich.

Bemerkenswert ist, dass das Verbindungsverhalten von Überlapp-Mischverbindungen bisher kaum Eingang in die Forschungsarbeit gefunden hat, obwohl dieser Verbindungstyp aufgrund der Entlastung des dünneren Bleches sehr gute quasistatische und zyklische Verbindungseigenschaften besitzt.

6 Zusammenfassung und Fazit

Für das Rührreibschweißen ergeben sich aufgrund der angestrebten Leichtbaukonzepte zur Reduktion des Fahrzeuggewichts im Automobilbau und dem damit verbundenen Einsatz von Aluminiumlegierungen zum Beispiel im Karosseriebau neue Anwendungsgebiete. Im Gegensatz zur Anwendung in einigen Bereichen der Luft- und Raumfahrttechnik sowie im Schiff- und Waggonbau besteht die Herausforderung bis zum serienreifen Einsatz in der Massenproduktion hierbei in der kostenmäßigen Konkurrenzfähigkeit bei gleicher oder sogar erhöhter Nahtqualität. Die Nahtqualität selbst wird dabei vom Hersteller durch die Anwendung und die Beanspruchung definiert. Beim Einsatz kann aufgrund konstruktiver Randbedingungen die Verwendung des festigkeitsmäßig bevorteilten sowie leichteren Stumpfstößes teilweise nicht gegeben sein.

Die Kenntnis des zyklischen Verhaltens von Rührreibschweißverbindungen sowie die dem Verhalten zugrundeliegenden Versagensmechanismen sind daher notwendig und ermöglichen eine klassifizierte Einschätzung der Verbindungsqualität. Das zur Bewertung des zyklischen Bauteilverhaltens einschnittiger Überlappverbindungen üblicherweise eingesetzte Nennspannungsverfahren verhindert jedoch eine exakte Aussage über die Ursachen eines spezifischen Bauteilverhaltens.

Bei der Erforschung des zyklischen Verbindungsverhaltens müssen neben der reinen mechanischen Bewertung auch die Einflüsse eventueller mikro- und makrostruktureller Eigenschaftsänderungen sowie die eigenspannungsbasierte Beeinträchtigung der Verbindungsfestigkeit berücksichtigt werden.

Zur Herstellung von automobiltechnisch repräsentativen Überlappverbindungen wurden die Aluminium-Knetlegierungen EN AW-5454 O (Blechdicke $t=3,5$ mm) sowie EN AW-6016 T4 (Blechdicke $t=1,1$ mm) herangezogen und in jeglichen Kombinationsmöglichkeiten als artgleiche Verbindungen sowie Mischverbindungen verschweißt. Die zur Erarbeitung von verbindungsspezifischen Parameterfeldern durchgeführten Schweißversuche erfolgten unter Verwendung von zwei Werkzeuggeometrien, um blechdickenbedingt eine ausreichende Erwärmung der Fügepartner und damit den für das Rührreibschweißen erforderlichen viskoplastischen Werkstoffzustand zu erreichen. Die quasistatische Untersuchung der Verbindungen ermöglichte anhand der Auswertung der erreichten Maximallast eine erste Bewertung der Verbindungen.

Aufgrund der zu Beginn des Projekts vermuteten möglichen Ausscheidungsauflösung wurden im Rahmen einer umfassenden Charakterisierung des Grundwerkstoffs thermodynamische Berechnungen zum vorliegenden Ausscheidungszustand in den Grenzen der Werkstoffzusammensetzung vorgenommen. Die Auflösungstemperatur der festigkeitssteigernden Mg_2Si -Ausscheidungen konnte somit bestimmt werden. Thermografieaufnahmen der vorgenommenen Schweißungen in Verbindung mit Finite-Elemente-Simulationen basierend auf einer analytischen Formulierung der beim Rührreibschweißen erzeugten Prozess(reib-)wärme zeigten, dass im Rahmen der verwendeten Prozessparameter die Auflösungstemperatur nicht erreicht wird.

Um eine Erforschung der Ursachen für das verbindungsspezifische quasistatische Verbindungsverhalten zu ermöglichen und um eine mögliche Übertragbarkeit der Ergebnisse auf das zyklische Verbindungsverhalten herzustellen, wurden ausgewählte Verbindungen hoher und reduzierter Bauteilfestigkeit gefertigt. Die zyklische Prüfung erfolgte entsprechend dem

Perlschnurverfahren bei einem Lastverhältnis von $R=0,1$. Die nennspannungsbasierte Auswertung der Bauteilwöhlerkurven ergab einen Zusammenhang zwischen der Höhe der quasistatischen Verbindungsfestigkeit sowie dem zyklischen Bauteilverhalten bei niedrigen Lastwechselzahlen. Im Bereich hoher Zyklenzahlen konnten bei Schwingbeanspruchung jedoch keine auffälligen Unterschiede zwischen optimalen Verbindungen sowie solchen reduzierter Bauteilfestigkeit beobachtet werden.

Die mikrostrukturelle Beurteilung von Querschliffen sowie die nach der zyklischen Prüfung vorgenommenen fraktografischen Analysen belegen, dass ein Einzug von Oxidpartikeln als verformter Schichtverbund sowie von vollständig zusammenhängenden Teilbereichen der Oberflächenoxidschicht eine Hauptursache für eine reduzierte zyklische Verbindungsfestigkeit ist. Eine Auflösung bzw. Neubildung von festigkeitssteigernden Ausscheidungen konnte in keinem der analysierten Querschliffe unter Beteiligung von EN AW-6016 T4 festgestellt werden. Alle Proben zeigten die vom Rührreißschweißen bekannte rekristallisierte Fügezone, wobei im Fall von Verbindungen reduzierter quasistatischer Festigkeit eine Streckung der Kornstruktur vorlag.

Neben der Prüfung einschnittiger Überlappverbindungen wurden beide Grundwerkstoffe zu Vergleichszwecken einer quasistatischen und zyklischen Prüfung im Anlieferungszustand unterzogen. Um zusätzlich einen Vergleich der Verbindungseigenschaften von Überlappverbindungen mit den im industriellen Einsatz bevorzugten Stumpfstoßverbindungen zu ermöglichen, wurden artgleiche Stumpfstoßverbindungen hergestellt und zerstörend geprüft.

Im nennspannungsbasierten Vergleich der Bauteilwöhlerkurven zeigten die Überlappverbindungen ein schlechteres zyklisches Verhalten als Stumpfstoßverbindungen und die Grundwerkstoffe. Die geprüften Überlapp-Mischverbindungen zeigten von allen Überlappverbindungen die besten quasistatischen und zyklischen Verbindungseigenschaften, die Ursachenforschung führte schließlich zu einer analytischen Betrachtung der wirkenden Beanspruchung in Überlappverbindungen.

In Wärmefeldsimulationen wurde anschließend die durch den Schweißprozess verursachten Schrumpfeigenspannungen berechnet. Zur Erhöhung des Realitätsgrades wurde die in den Versuchen gemessene Anpresskraft als Flächenpressung auf die Werkstückoberfläche aufgebracht. Die berechneten Eigenspannungen zeigten eine relativ gute Übereinstimmung im Vergleich mit Ergebnissen aus ultraschallbasierten und röntgenografischen Messmethoden. Aufgrund der niedrigen Füge­temperatur ergaben sich für Stumpf- und Überlappverbindungen allgemein sehr niedrige Eigenspannungen.

Den Kern der theoretischen Untersuchungen bildete die Erarbeitung eines einfachen mechanischen Modells zur näherungsweise Berechnung der in Überlappverbindungen wirkenden maximalen Strukturspannung. Ausgehend von den in energiebasierten Ansätzen berechneten Gesamtbiegemomenten für artgleiche Verbindungen wurde ein dreiteiliges Balkenmodell erstellt, das es ermöglicht, im Rahmen einer geringen Bauteilverformung sowie einer relativ geringen Fügestellenbreite, die Strukturspannung für das gesamte Bauteil zu berechnen. Anschließend wurde die Lastannahme für mittlere Fügebreiten bis ca. $b=12$ mm erweitert, was eine Steigerung der Vorhersagegenauigkeit im Vergleich zu FE-Simulationen unter Verwendung von Testgeometrien ermöglicht. Zur Berechnung der maximalen Strukturspannung im Fall relativ geringer Fügestellenbreiten bis $b=6$ mm der vorliegenden Verbindungen wurde der vereinfachte Ansatz zur Teilmomentenberechnung verwendet. Die Nenn-

spannungs-Wöhlerkurven wurden zunächst rechnerisch mit auf Basis eines fiktiv-elastischen Probenverhaltens in Strukturspannungs-Wöhlerkurven überführt, zur Berechnung einer elastisch-plastisch korrigierten Wöhlerkurve wurde die Maximalspannung über den Einsatz der Neuber-Hyperbel auf die Fließkurve des jeweiligen Grundwerkstoffs bezogen. In gleicher Weise konnten die Spannungsverteilungen an beliebiger Stelle der Verbindung ermittelt werden. Es wurde gezeigt, dass artgleiche Verbindungen bei gleicher Nennbeanspruchung durch wesentlich höhere Axialspannungen beansprucht werden als Mischverbindungen. Aufgrund des zunehmenden Biegespannungsanteils sowie der fraktografischen Analyse kann angenommen werden, dass Kerben im Bereich des Zwischenblechbereichs am Übergang zur Rührzone bei artgleichen Verbindungen aus EN AW-5454 zu einer Beeinträchtigung des zyklischen Verbindungsverhaltens führen. Dieses Verhalten ist bemerkenswert hinsichtlich der im statischen Zugversuch festgestellten relativ hohen Verbindungsfestigkeit. Es zeigt, dass eine Übertragung der Resultate der statischen Eigenschaften nicht in jedem Fall möglich ist, jedoch kann das LCF-Verhalten innerhalb einer Verbindungskonfiguration relativ gut abgeschätzt werden. Ebenso konnte gezeigt werden, dass Schlauchporen als Schweißfehler keinen wesentlichen Einfluss auf das Bauteilverhalten haben müssen, falls sie außerhalb des Kraftflusses durch die Verbindung liegen.

Aufgrund der aus dem Biegespannungsanteil resultierenden Stützwirkung ist ein Vergleich der Wöhlerkurven zwischen einschnittigen Überlappverbindungen, Stumpfstoßverbindungen und dem Grundwerkstoff nicht direkt möglich. Es werden Versuche benötigt, die die Zug-Biegebeanspruchung der Verbindung auf den Grundwerkstoff übertragen. Auch eine eingehende Untersuchung der Kerbempfindlichkeit der Aluminiumknetlegierungen sowie die Kenntnis des Anrissverhaltens könnten die Bewertung der Ergebnisse erleichtern. Eine gekoppelte struktur-strömungsmechanische Berechnung des Materialtransports in der Naht, wie z.B. in [117] beschrieben, wäre in der Lage eine ansatzweise Vorhersage von Form und Lage von Oxidteilchen und -schichten zu ermöglichen. Gleichzeitig könnte die Genauigkeit der berechneten Fügetemperatur durch die Möglichkeit der Berechnung der dissipativ erzeugten Wärmemenge gesteigert werden.

7 Literaturverzeichnis

1. Kolligan, K. J.: Friction Stir Welding for Ship Construction. NMC Information Technologies Cooperation, Harrisburg, PA (2004)
2. Grote, K., Feldhusen, J.: Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau 22nd edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2011)
3. König, W.: Fertigungsverfahren 1. Springer, Berlin, Heidelberg (2008)
4. Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium 2nd edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2007)
5. Roos, E., Greitmann, M.: Friction Stir Welding – a Modern Joining Process with Potential for Innovative Solutions for the Lightweight Construction in Automotive Engineering. In : Proceedings of the 8th Internationales Stuttgarter Symposium “Automobil- und Motorentechnik”, Stuttgart, pp.549-562 (2008)
6. Davenport, J., Kallee, S. W. .: Europe follows Japan into friction stir welding. Railway Gazette International (November 2001)
7. Bertling, L., Harlfinger, N.: Innovative Fügeverfahren zur Herstellung von Al-Leichtbaustrukturen im Schienenfahrzeugbau. (2000)
8. Blach, O., Senne, F.: Reibrührschweißen aus der Sicht eines Anwenders im Schienenfahrzeugbau. In dos Santos, J. F., v. Strombeck, A., Schilling, C., eds. : 2. GKSS Workshop Reibrührschweißen , pp.85-94 (2002)
9. Miller, W. S., al., e.: Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. Materials Science and Engineering A 280, 37-49 (2000)
10. Braess, H.: Vieweg-Handbuch Kraftfahrzeugtechnik 5th edn. Vieweg, Wiesbaden (2007)
11. Xu, X., et al.: Microstructures and fatigue properties of friction stir lap welds in aluminum alloy AA6061-T6. Materials and Design (2011)
12. Sjöström, E., Kherzi, R.: Fatigue and Crash Performance of Joints Welded with MIG, Laserhybrid and Friction Stir Welding. Rapport 21, Swerea KIMAB, Vikteffektive lättmetallstrukturer
13. Ericsson, M., Sandström, R.: Influence of welding speed on the fatigue of friction stir welds and comperison with MIG and TIG. International Journal of Fatigue 25, 1379-1387 (2003)
14. Schmidt, H., Hattel, J., Wert, J.: An analytical model for the heat generation in friction stir welding. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering 12, 143-157 (2004)
15. Lomolino, S., Tovo, R., dos Santos, J.: Fatigue Behaviour of Friction Stir Welded Butt Joints in AA6056 Alloy for Airframe Application.
16. Naidu, R.: Friction Stir Welding: Thermal Effects of a Parametric Study on Butt and Lap Joints., Shivaji University (2006)

17. Mishra, R. S.: Friction Stir Welding and Processing 2nd edn. ASM International (2008)
18. DIN EN ISO 25239-1:2009: Rührreibschweißen- Aluminium- Begriffe. (2009)
19. Cederqvist, L., Reynolds, A. P.: Factors Affecting the Properties of Friction Stir Welded Aluminum Lap Joints. *Welding Journal* 80, 281 (2001)
20. Marty, P., Desai, N., Anderson, J.: NDT of Kissing Bond in Aeronautical Structures., CSM Materialtechnik AB (2004)
21. Staniek, G., Vugrin, T., Schmücker, M.: Oxide in reibrührgeschweißten Aluminiumlegierungen. In Dos Santos, J. F., ed. : Rührreibschweißen: Lehrgang und 3. GKSS Workshop (2005)
22. Forschung für die Praxis D 764: Integration des Rührreibschweißens in Fertigungsketten., DVS-Verlag Düsseldorf (2011)
23. Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Verl. für Schweißen und Verwandte Verfahren DVS-Verlag, Düsseldorf (2002)
24. Wohlfahrt, H., Macherauch, E.: Die Ursache des Schweißeseigenspannungszustandes. *Materialprüfung* 19(8), 272-280 (1977)
25. Nitschke-Pagel, T., Dilger, K.: Eigenspannungen in Schweißverbindungen - Teil 1: Ursachen der Eigenspannungsentstehung beim Schweißen. *Schweißen und Schneiden* 58(9), 466-479 (2006)
26. DIN EN ISO 7438: Metallische Werkstoffe - Biegeversuch. (2005)
27. AiF-Nr. 15685 N/4: Mikrostrukturorientierte Analyse des Ermüdungs- und Schädigungsverhaltens von FSW-Schweißverbindungen sowie Lebensdauervorhersage betriebsbeanspruchter FSW-Bauteile unter Berücksichtigung korrosiver Effekte. (2011)
28. ASTM E466-07: Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials. (2007)
29. DIN EN 1999-1-3: Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken - Teil 1-3: Ermüdungsbeanspruchte Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1999-1-3:2007 + A1:2011. (2011)
30. Wohlfahrt, H., Thomas, K., Kaßner, M.: Schweißen. In : Dubbel 23rd edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2011)
31. Berger, C., Kloos, K. H., Pyttel, B.: Werkstoff- und Bauteileigenschaften. In : Dubbel 23rd edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2011)
32. AiF-Nr. 12183: Ermittlung von Dauerschwingfestigkeitskennwerten für die Bemessung von geschweißten Al-Bauteilverbindungen auf der Grundlage örtlicher Strukturbeanspruchungen. (2002)
33. Neuber, H.: Kerbspannungslehre 4th edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2001)

34. Morgenstern, C.: Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg_{4,5}Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6). TU Darmstadt, Darmstadt (2006)
35. Radaj, D., Sonsino, C. M., Fricke, W.: Recent developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints. *International Journal of Fatigue* 31, 2–11 (2009)
36. Fersini, D., Pironi, A.: Fatigue behaviour of Al2024-T3 friction stir welded lap joints. *Engineering Fracture Mechanics* 74, 468–480 (2007)
37. Burkart, K., et al.: Experimentelle Untersuchungen und kristallplastische Simulation des Verhaltens kurzer Ermüdungsrisse in der ausgehärteten Aluminiumknetlegierung AlMgSi1 mit dem Ziel der Lebensdauervorhersage., DVM (2002)
38. DIN EN 573-3:2009: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen. (2009)
39. Roos, E., Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure* 1st edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2002)
40. Altenpohl, D.: *Aluminium und Aluminiumlegierungen*. Springer, Berlin, Heidelberg (1965)
41. DIN EN 515:1993: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Halbzeug - Bezeichnung der Werkstoffzustände. (1993)
42. Osman, M., et al.: Effect of homogenisation conditions on recrystallisation in Al-Mg-Mn alloy AA 5454. *Materials Science and Technology* 23, 688-698 (2007)
43. ASTM E112-96: Standard Test Methods for Determining Average Grain Size. (2004)
44. Shi, P., Bo, S.: *Thermo-Calc® Software User's Guide.*, Stockholm (2008)
45. Porter, D. A., Easterling, K. E.: *Phase Transformations in Metals and Alloys* 2nd edn. Chapman & Hal, London (1993)
46. Lupis, C. H. P.: *Chemical Thermodynamics of Materials*. Prentice Hall, New York (1983)
47. Cotrell, A. H.: *An Introduction to Metallurgy* 2nd edn. The Institute of Materials, London (1995)
48. Datta, J.: *Aluminium-Schlüssel* 5th edn. Aluminium-Verlag, Düsseldorf (1997)
49. DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben. (2009)
50. DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. (2009)
51. Barat, P., Sarkar, A., Barat, A.: Portevin-Le Chatelier Effect: A Poisson Process!
52. ISO 12107:2003: Metallic materials-Fatigue testing-Statistical planning and analysis of data.
53. Birol, Y., Karlík, M.: Bake hardening of twin roll cast Al-Mg-Si sheet. *Materials Science and Technology* 21(2), 153-158 (2005)

54. Lorimer, G. W., Nicholson, R. B.: The Nucleation of Precipitates in Aluminum Alloys. The Mechanism of Phase Transformations in Crystalline Solids 33, 36-42 (1969)
55. Moons, T., et al.: A comparative study of two Al-Mg-Si alloys for automotive applications. Scripta Materialia 8, 939-945 (1996)
56. Hug, H.: Aluminium und Aluminiumlegierungen. Springer, Berlin, Heidelberg (1965)
57. Hirth, S. M., et al.: Effects of Si on the aging behaviour and formability of aluminium alloys based on AA6016. Materials Science and Engineering A 319-321, 452–456 (2001)
58. Edwards, G. A., et al.: The precipitation sequence in Al-Mg-Si alloys. Acta Materialia 11, 3893-3904 (1998)
59. Wanderka, N., Schiffmann, R., Banhart, J.: Characterization of precipitates in aluminium-based alloy AW 6016. Surface and Interface Analysis 39, 221-226 (2007)
60. An, Y. G., et al.: Fast Aging Kinetics of the AA6016 Al-Mg-Si Alloy and the Application in Forming Process. Metallurgical and Materials Transactions A 33A, 3121-3126 (2002)
61. Mathers, G.: The Welding of Aluminium and Its Alloys 1st edn. Woodhead Publishing, Cambridge (2002)
62. Braun, R., Dalle Donne, C., Staniek, G.: Laser beam welding and friction stir welding of 6013-T6 aluminium alloy sheet. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 31, 1017-1026 (2000)
63. Liu, G., et al.: Microstructural aspects of the friction stir welding of 6061-T6 aluminum. Scripta Materialia 37, 355 (1997)
64. Sato, Y., et al.: Constitutional liquation during dissimilar friction stir welding of Al and Mg alloys. Scripta Materialia 50, 1233-1236 (2004)
65. AiF-Nr. 14572 N: Untersuchungen zur Übertragbarkeit der Prozessparameter auf Anlagen unterschiedlicher Bauart beim Herstellen von Tailored Blanks auf geschlossener Bahn mittels Rührreißschweißen. (2007)
66. Schmidt, H., Hattel, J. H.: Thermal modelling of friction stir welding. Scripta Materialia 58, 332-337 (2008)
67. Buffa, G., et al.: Friction stir welding of lap joints: Influence of process parameters on the metallurgical and mechanical properties. Materials Science and Engineering A 519, 19-26 (2009)
68. Scialpi, A., et al.: Mechanical analysis of ultra-thin friction stir welding joined sheets with dissimilar and similar materials. Materials and Design 29, 928–936 (2008)
69. Lange, K., et al.: Fließpressen. Springer, Berlin, Heidelberg (2008)
70. Latrobe Steel, MP159 Produktspezifikation.
71. Schmolz und Bickenbach: Thyrotherm® EFS Supra Warmarbeitsstahl 2344. (2010)

72. DIN EN 895: Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen, Querzugversuch.
73. DIN EN ISO 6892-1:2009: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. (2009)
74. Metals Handbook 8th edn. ASM (1973)
75. Schumann, H.: Metallografie 13th edn. DVG Leipzig (1990)
76. Chen, Z. W., Maginness, R.: Formation of Weld Zones during Friction Stir Welding of Aluminium Alloys. In : 5th International Symposium on Friction Stir Welding, METz (2004)
77. Murr, L. E., Liu, G., McClure, J. C.: Dynamic recrystallization in friction stir welding of aluminium alloy 1100. Journal of Materials Science 16, 1801-1803 (1997)
78. Matweb:
<http://matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=626ec8cdca604f1994be4fc2bc6f7f63>
79. Fonda, R., Bingert, J.: Microstructural Evolution in the Heat –Affected Zone of a Friction Stir Weld. Metallurgical and Materials Transactions A 35, 1487-1499 (2004)
80. Bargel, H., Schulze, G.: Werkstoffkunde., Berlin, Heidelberg (2005)
81. Shinoda, T., Suzuki, J.: Observation of Metal Flow Phenomenon of Lap Joints during Friction Stir Welding. Materials Science Forum 449-452, 421-424 (2004)
82. Lee, C., et al.: Lap joint properties of FSWed dissimilar formed 5052 Al and 6061 Al alloys with different thickness. Journal of Materials Science and Engineering 43, 3296–3304 (2008)
83. Zettler, R.: Werkzeugdesign und Prozesskräfte. In Dos Santos, J. F., ed. : In: Rührreibschweißen: Lehrgang und 3. GKSS Workshop (2005)
84. Girard, M., et al.: Friction stir diffusion bonding of dissimilar metals. Science and Technology of Welding & Joining 15(8), 661-665 (2010)
85. Blöck, M.: Aluminium-Karosserieblech:Werkstoffe und Oberflächenvorbehandlungen als Systemlösung., ETHZ Materials Day, Zürich (2001)
86. Hauk, V.: Structural and residual stress analysis by nondestructive methods. Elsevier, Amsterdam (1997)
87. Lüthi, T.: Bericht Nr. 219 - Beitrag zur Ermittlung von Eigenspannungen mit Ultraschall - Anwendung auf Schweißnähte., EMPA, Dübendorf (1990)
88. Andricevic, N.: Experimentelle und rechnerische Untersuchung des Unterlageneinflusses auf das Parameterfeld dünner FSW-Aluminiumverbunde., Studienarbeit MPA Universität Stuttgart (2011)
89. Hwang, Y. M., et al.: Experimental study on temperature distributions within the workpiece during friction stir welding of aluminum alloys. International Journal of Machining and Manufacturing 48, 778-787 (2008)

90. Atlas of stress-strain curves 2nd edn. ASM International, Materials Park, Ohio (2007)
91. Naka, T., et al.: Effects of temperature on yield locus for 5083 aluminum alloy sheet. *Journal of Materials Processing Technology* 140, 494-499 (2003)
92. Zaidi, M. A., Sheppard, T.: Control of earing quality in AA 5052 and AA 5454 aluminium alloys. *Materials Science and Technology* 1, 593-599 (1985)
93. Cavaliere, P.: Hot and warm forming of 2618 aluminium alloy. *Journal of Light Metals* 2, 247-252 (2002)
94. Li, D., Ghosh, A.: Tensile deformation behavior of aluminum alloys at warm forming temperatures. *Materials Science and Engineering A* 352, 279-286 (2003)
95. Mahabunphachai, S., Koc, M.: Investigations on forming of aluminum 5052 and 6061 sheet alloys at warm temperatures. *Materials and Design* 31, 2422-2434 (2010)
96. Fratini, L., Zuccarello, B.: An analysis of through-thickness residual stresses in aluminium FSW butt joints. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 46, 611-619 (2006)
97. Staron, P., et al.: Residual stress in friction stir-welded Al sheets. *Physica B* 350, e491–e493 (2004)
98. Buffa, G., et al.: On the Thermo-mechanical Loads and the Resultant Residual Stresses in Friction Stir Processing Operations. *CIRP Annuals - Manufacturing Technology* 57, 287-290 (2008)
99. Luckhoo, H. T., Jun, T.-S., Korsunsky, A. M.: Inverse eigenstrain analysis of residual stresses in friction stir welds. *Procedia Engineering* 1, 213-216 (2009)
100. Peel, M., et al.: Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds. *Acta Materialia* 51, 4791-4801 (2003)
101. Rajesh, S. R., et al.: Numerical determination of residual stress in friction stir weld using 3D-analytical model of stir zone. *Journal of Materials Processing Technology* 187-188, 224-226 (2007)
102. Buffa, G., Ducato, A., Fratini, L.: Numerical procedure for residual stresses prediction in friction stir welding. *Finite Elements in Analysis and Design* 47, 470-476 (2011)
103. Habenicht, G.: *Kleben* 6th edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2009)
104. Goland, M., Reissner, E.: The Stresses in Cemented Joints. *Journal of Applied Mechanics* 11, A17-A27 (1944)
105. Oplinger, D. W.: Effects of adherend deflections in single lap joints. *International Journal of Solids and Structures* 31(18), 2565-2587 (1994)
106. Tsai, M. Y. .: An evaluation of analytical and numerical solutions to the single-lap joint. *International Journal of Solids and Structures* 31(18), 2537-2563 (1994)

107. Campilho, R. D. S. G., et al.: Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended finite element modelling. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 31, 363-372 (2011)
108. Gross, D., Hauger, W., Schnell, W.: *Technische Mechanik, Band 1: Statik* 7th edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2003)
109. Schnell, W., Gross, D., Hauger, W.: *Technische Mechanik, Band 2: Elastostatik* 7th edn. Springer, Berlin, Heidelberg (2002)
110. ABAQUS Version 6.10: Documentation., Providence (2003)
111. Tsai, M. Y., Morton, J.: Three-Dimensional Deformations in a Single-Lap Joint. *Journal of Strain Analysis* 29, 137-145 (1994)
112. Roos, E.: Vorlesungsmanuskript "Leichtbau und Werkstofftechnik" 7th edn. (2007)
113. Ribeiro, A. S., de Jesus, A. M. P.: Fatigue Behaviour of Welded Joints Made of 6061-T651 Aluminium Alloy. In : *Aluminium Alloys, Theory and Applications*. InTech (2011)
114. Borrego, L. P., et al.: Analysis of Low Cycle Fatigue in AlMgSi Aluminium Alloys. *ANALES DE MECÁNICA DE LA FRACTURA* 20, 179-183 (2003)
115. Haji, Z. N.: Low Cycle Fatigue Behavior of Aluminum Alloys AA2024-T6 and AA7020-T6. *Diyala Journal of Engineering Sciences*, 127-137 (1999)
116. Forschungskuratorium Maschinenbau: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. VDMA-Verlag (1994)
117. Nandan, R., DebRoy, T., Bhadeshia, H.: Recent advances in friction stir welding: process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science* 53 (2008)

8 Anhang

8.1 Werkzeuggeometrie

8.1.1 Werkzeugschulter Werkzeug 1 (D=8 mm)

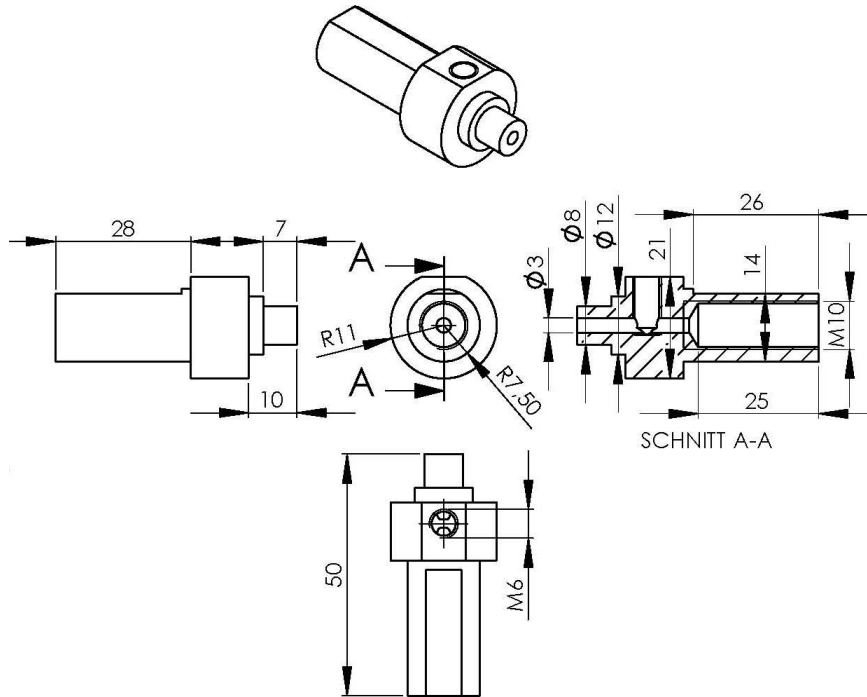


Abb. 8.1: Technische Zeichnung der Werkzeugschulter Werkzeug 1

8.1.2 Werkzeugschulter Werkzeug 2 (D=12 mm)

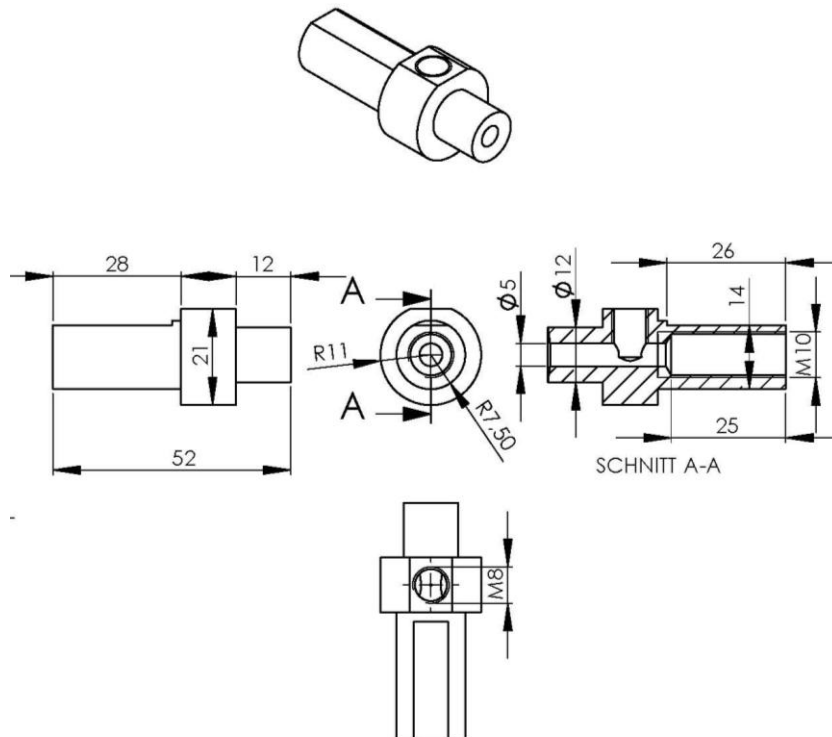


Abb. 8.2: Technische Zeichnung der Werkzeugschulter Werkzeug 2

8.1.3 Stiftgeometrien (Werkzeug 1 und 2)

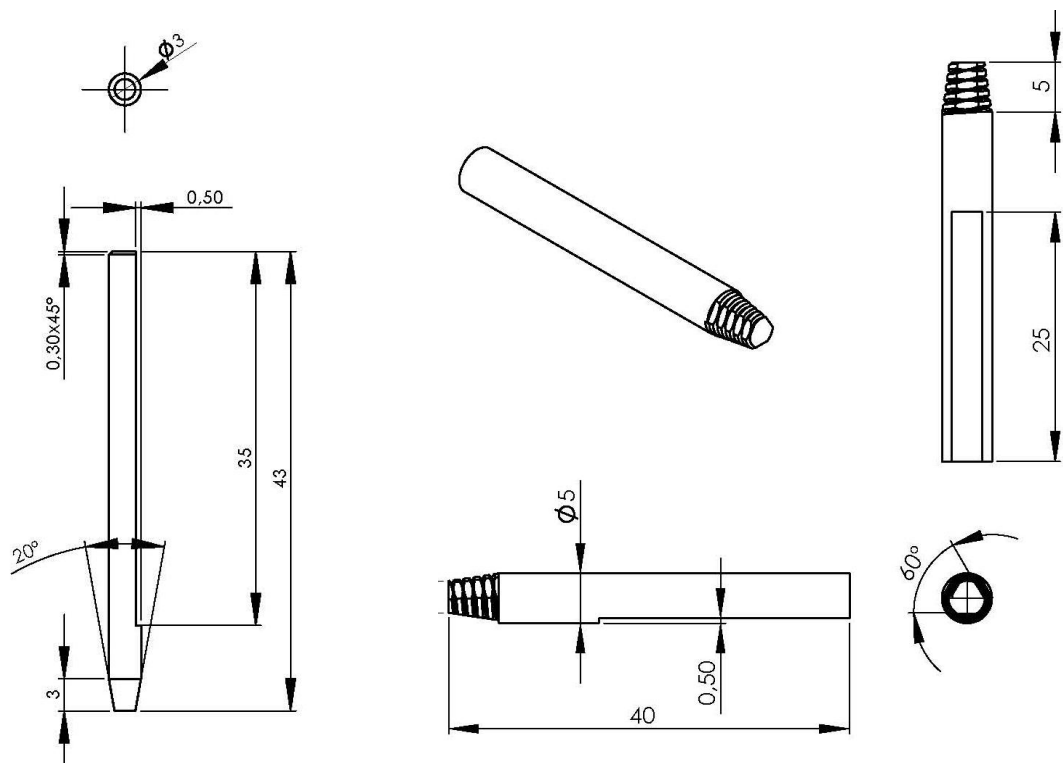


Abb. 8.3: Technische Zeichnung der Werkzeugstifte Werkzeug 1 (links) und 2 (rechts)

8.2 Probengeometrien

8.2.1 Zugprobe Form E DIN 50125

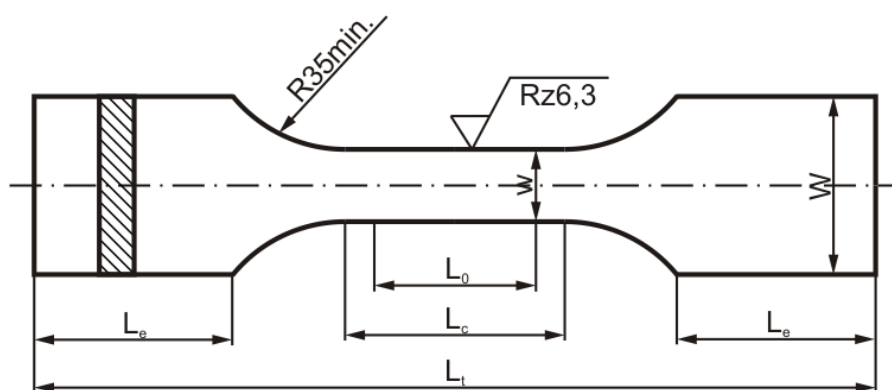


Abb. 8.4: Flachzugprobe nach Form E DIN 50125 [49]

8.2.2 Zugprobe Form H DIN 50125

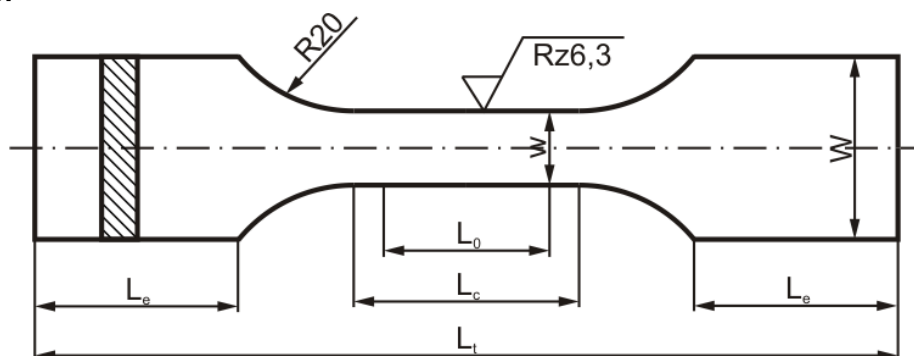


Abb. 8.5: Flachzugprobe nach Form H DIN 50125 [49]

8.2.3 Probenform Zugprobe Überlappverbindung

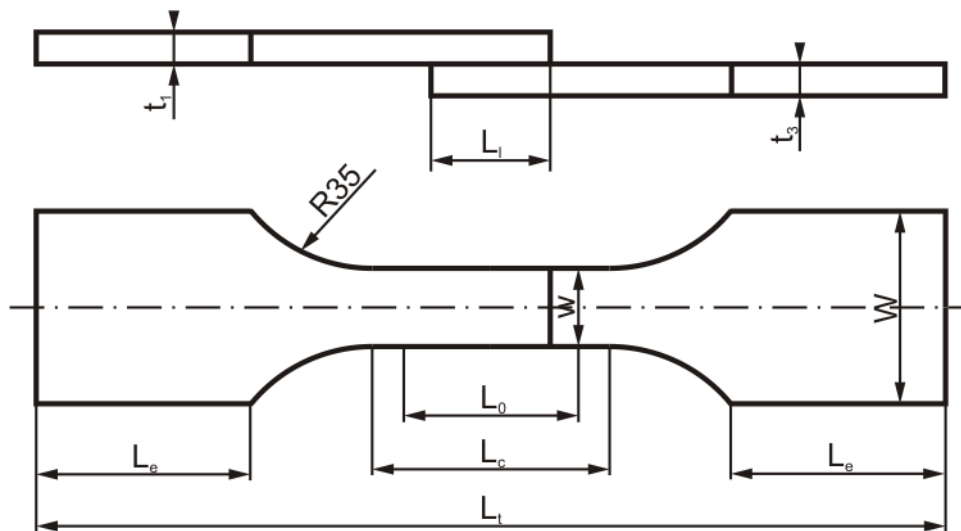


Abb. 8.6: Überlappverbindung angelehnt an [72]

8.2.4 Schwingprobe Grundwerkstoff/Stumpfstoßverbindung

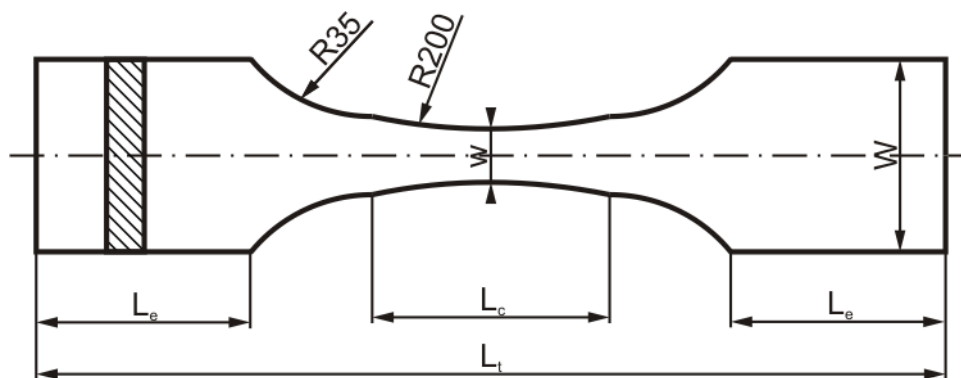


Abb. 8.7: Schwingprobe angelehnt an [28]

8.2.5 Probenform Schwingprobe Überlappverbindung

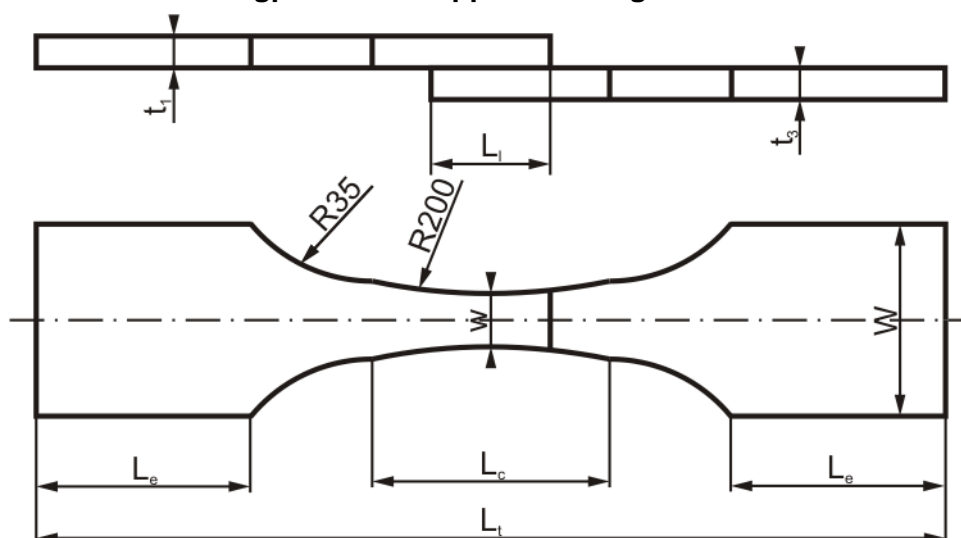


Abb. 8.8: Schwingprobe angelehnt an [28]

8.2.6 Tabelle Probenmaße

Tab. 40: Probenmaße (alle in mm)

Probenbezeichnung	L_1	L_c	L_0	L_l	L_e	W	w	t_1	t_3
5454 O GW Zugpr.	131,5	45	30	-	30	20	10	3,5	-
6016 T4 GW Zugpr.	149,3	75	50	-	25,5	20	12,5	1,1	-
5454 O GW Schwingpr.	150	-	35	-	35	30	11	3,5	3,5
6016 T4 GW Schwingpr.	150	-	35	-	35	30	11	1,1	1,1
5454 S Schwingpr.	150	-	35	-	35	30	13	3,5	3,5
6016 S Schwingpr.	150	-	35	-	35	30	13	1,1	1,1
5454 Ü Zugpr.	180	75	50	30	30	37	25	3,5	3,5
6016 Ü Zugpr.	180	75	50	30	30	24	12	1,1	1,1
5454/6016 Ü Zugpr.	180	75	50	30	30	37	25	3,5	1,1
6016/DC04 Ü Zugpr.	180	75	50	30	30	37	25	1,1	1,0
5454 Ü Schwingpr.	150	-	35	30	35	30	13	3,5	3,5
6016 Ü Schwingpr.	150	-	35	30	35	30	13	1,1	1,1
5454/6016 Ü Schwingpr.	150	-	35	30	35	30	13	3,5	1,1
6016/DC04 Ü Schwingpr.	150	-	35	30	35	30	13	1,1	0,9
5754/DC04 Ü Schwingpr.	150	-	35	30	35	30	13	1,5	0,9

GW: Grundwerkstoff, S: Stumpfstoßverbindung, U: Überlappverbindung

8.3 Ergänzende metallografische Aufnahmen

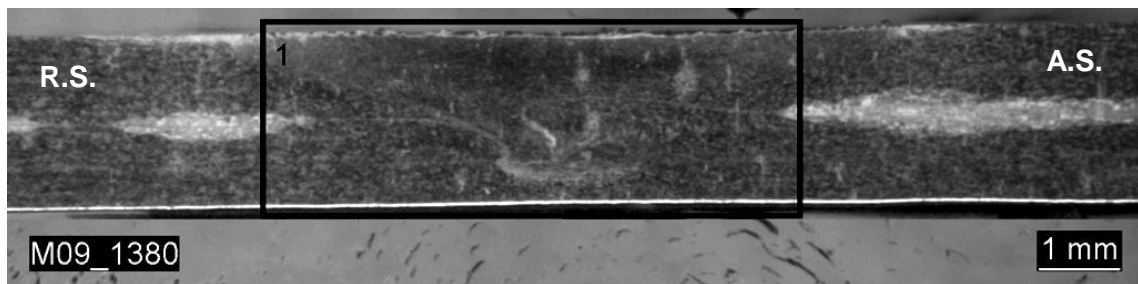


Abb. 8.9: Schliffübersicht Probe IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$)

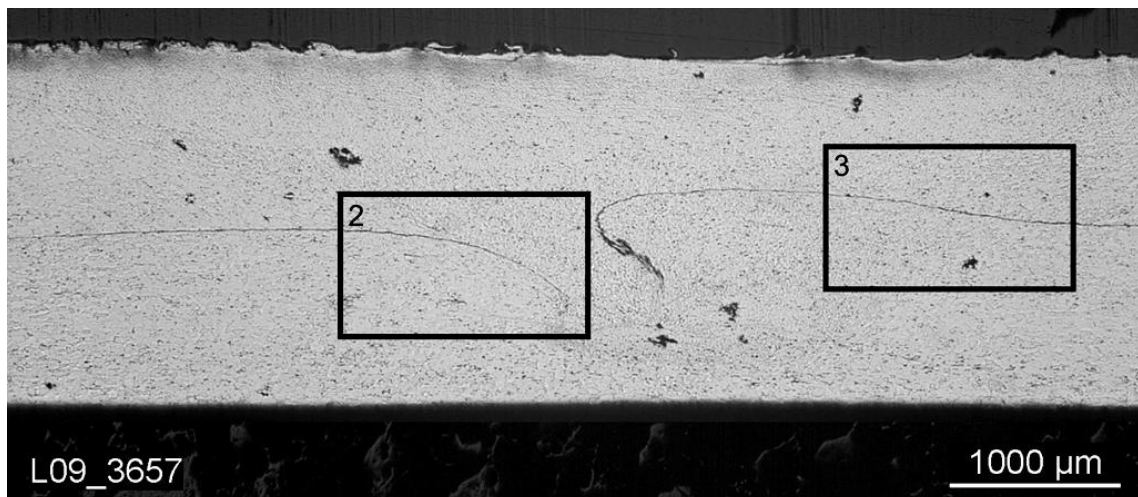


Abb. 8.10: Ausschnitt 1: Form und Lage der Oxidschicht (Vergrößerung 16x)

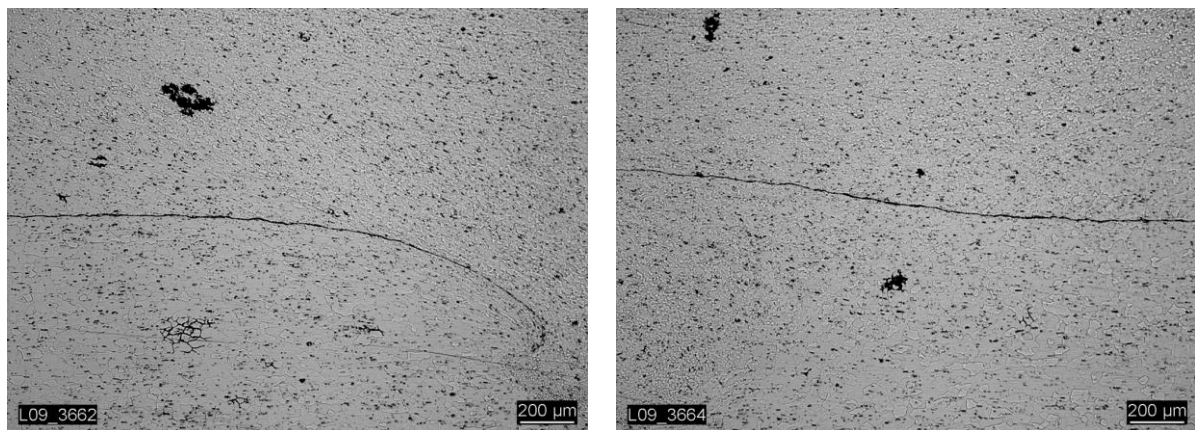


Abb. 8.11: Ausschnitte 1/2 aus Abb. 8.10 (Vergrößerung 50x)

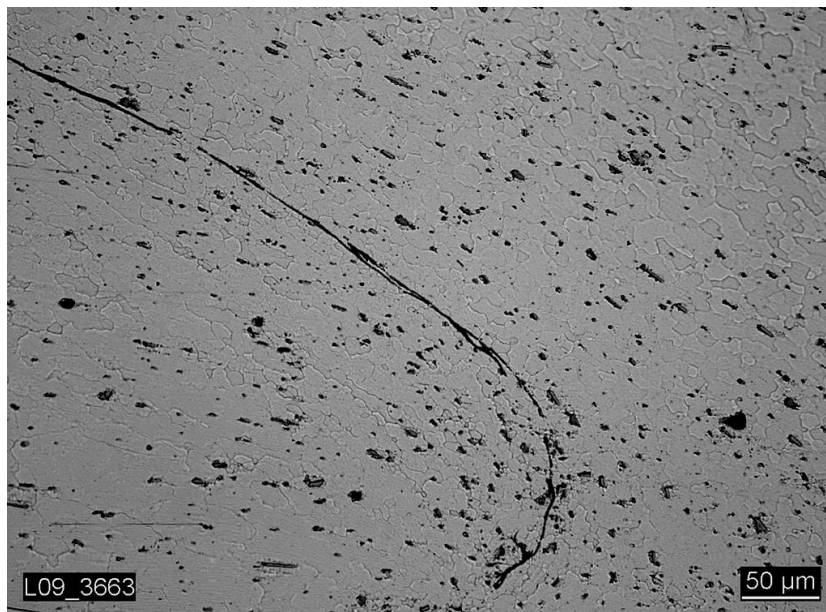


Abb. 8.12: Auslaufbereich der Oxidschicht im unteren Blech (Vergrößerung 200x)

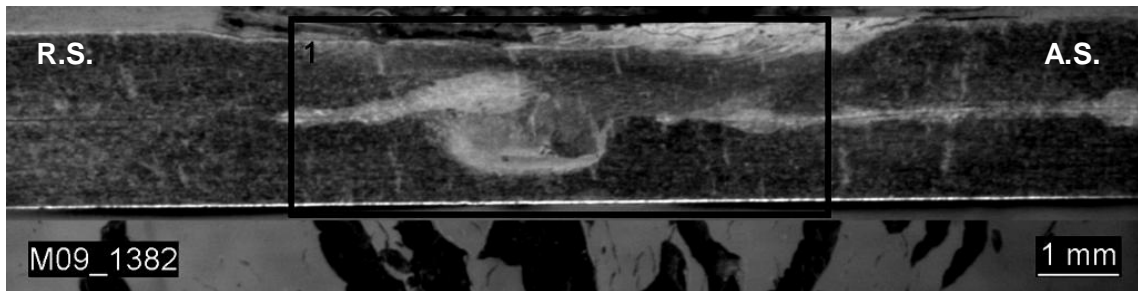


Abb. 8.13: Schliffübersicht Probe IMWF-33-00033 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1500 \text{ mm/min}$) (Vergrößerung 10x)

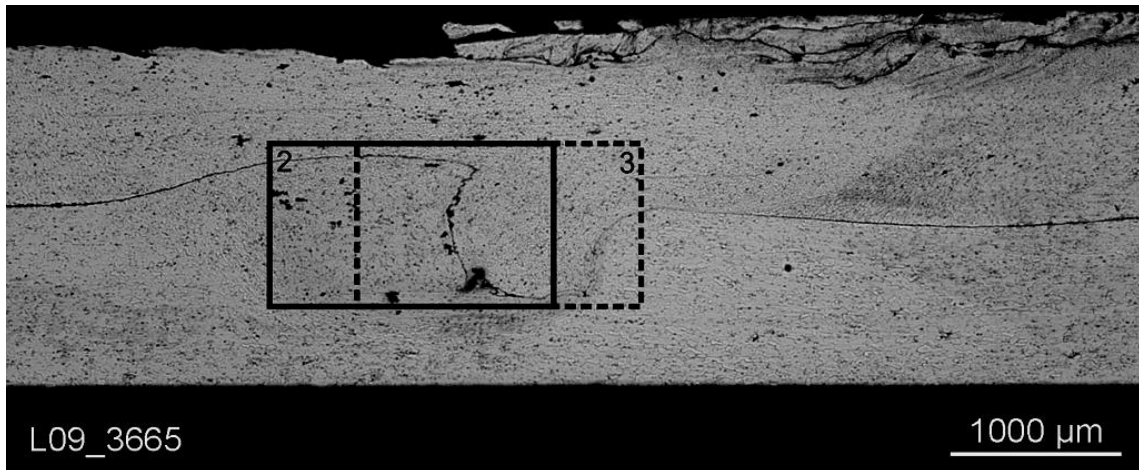


Abb. 8.14: Form und Lage der Oxidschicht (Vergrößerung 16x)

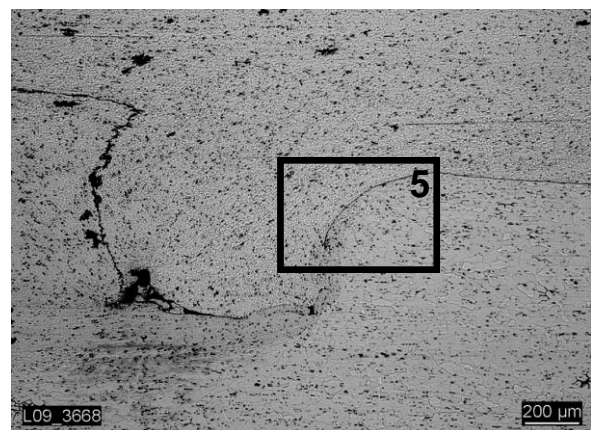
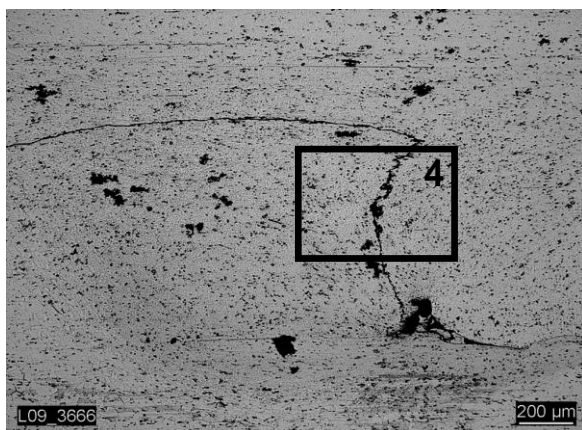


Abb. 8.15: Ausschnitte 2/3 aus Abb. 8.14 (Vergrößerung 50x)

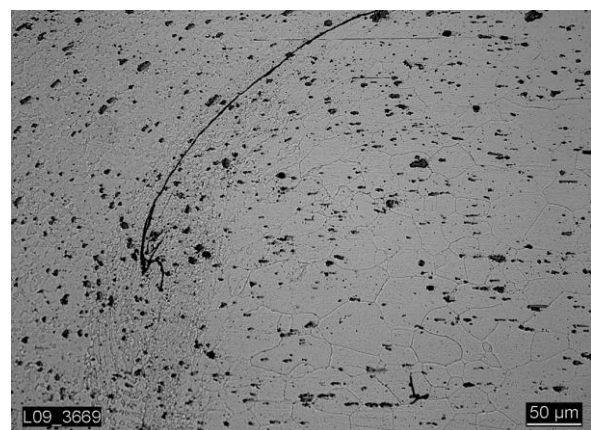
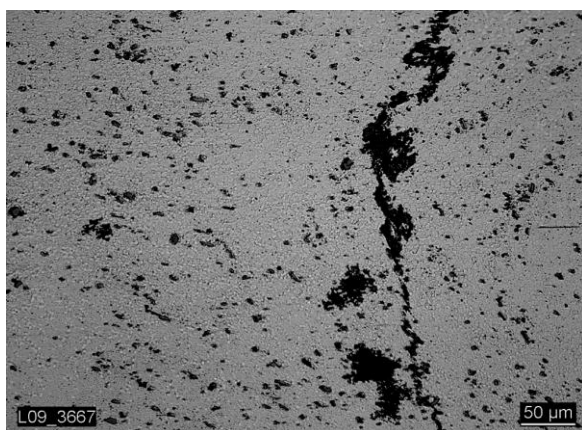


Abb. 8.16: Ausschnitte 4/5 aus Abb. 8.15 (Vergrößerung 50x)

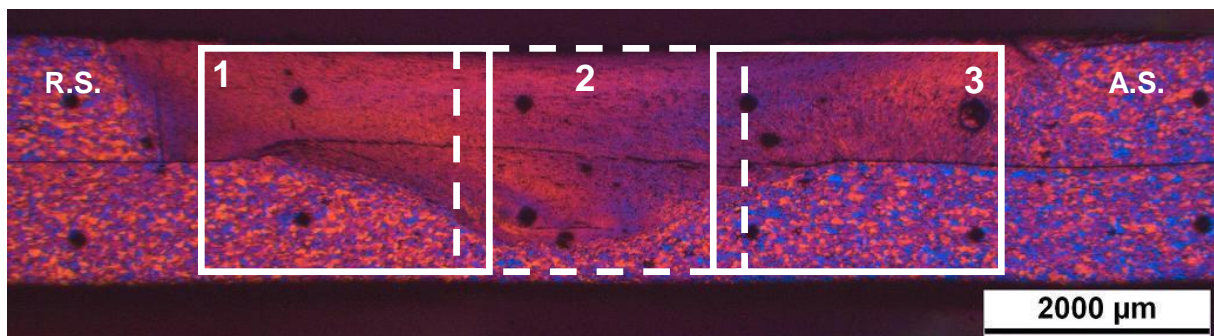


Abb. 8.17: Schliffübersicht IMWF-33-00020 ($n=1500 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) (Barker)

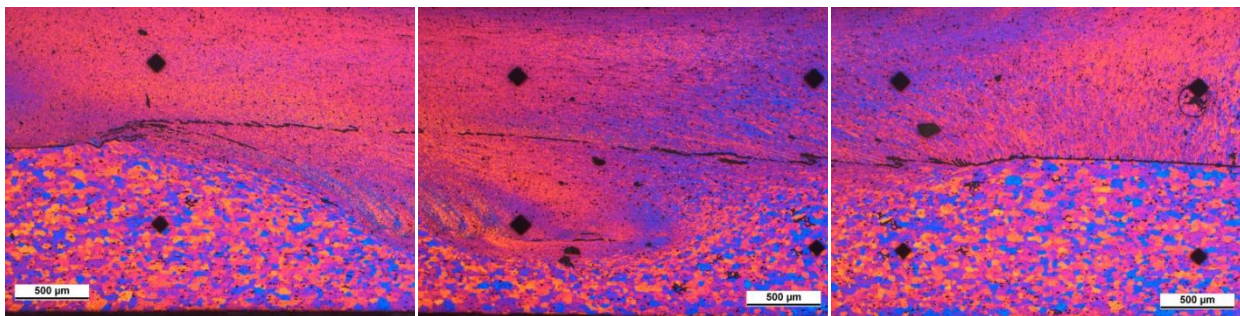


Abb. 8.18: Ausschnitte 1/2/3 aus Abb. 8.17

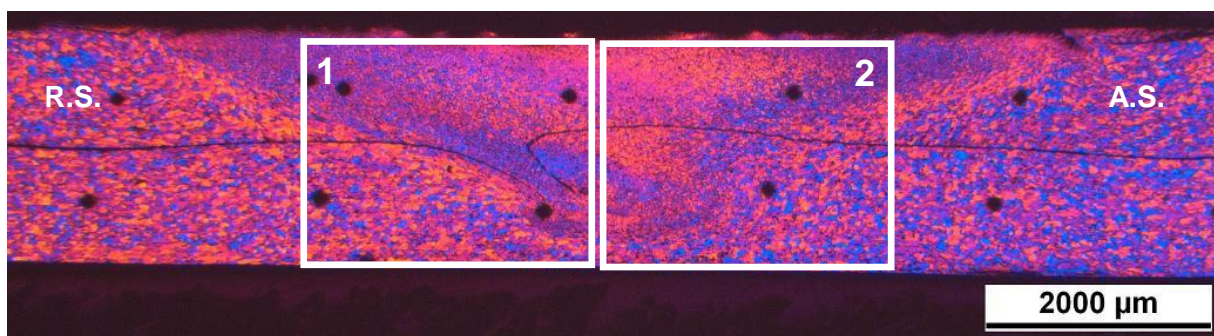


Abb. 8.19: Schliffübersicht IMWF-33-00023 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$) (Barker)

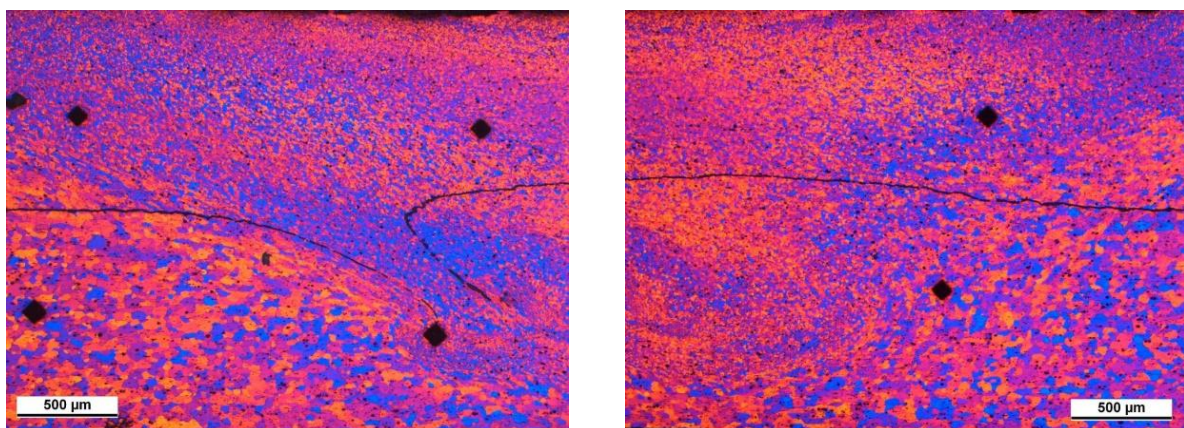


Abb. 8.20: Ausschnitte 1/2 aus Abb. 8.19

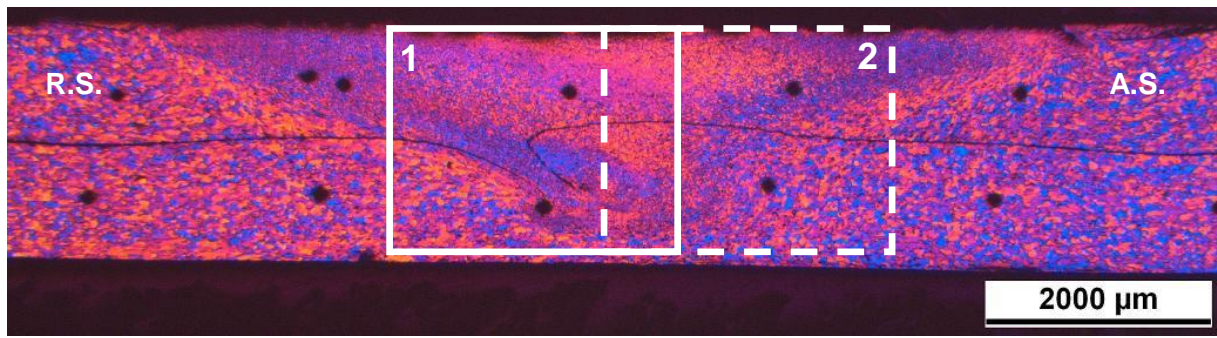


Abb. 8.21: Schliffübersicht IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$) (Barker)

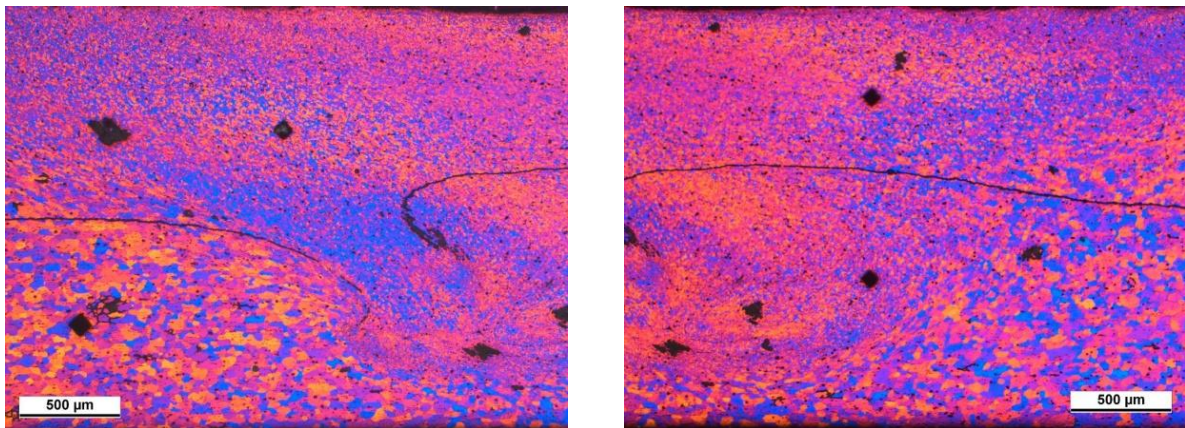


Abb. 8.22: Ausschnitte 1/2 aus Abb. 8.21

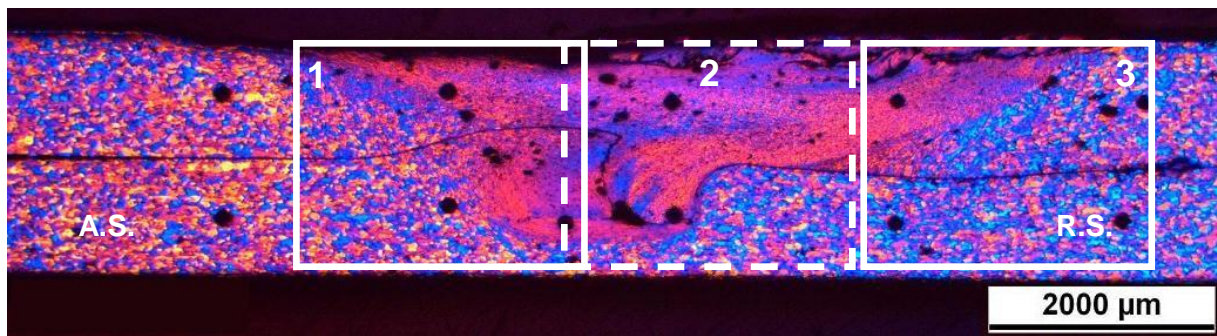


Abb. 8.23: Schliffübersicht IMWF-33-00033 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=1500 \text{ mm/min}$) (Barker)

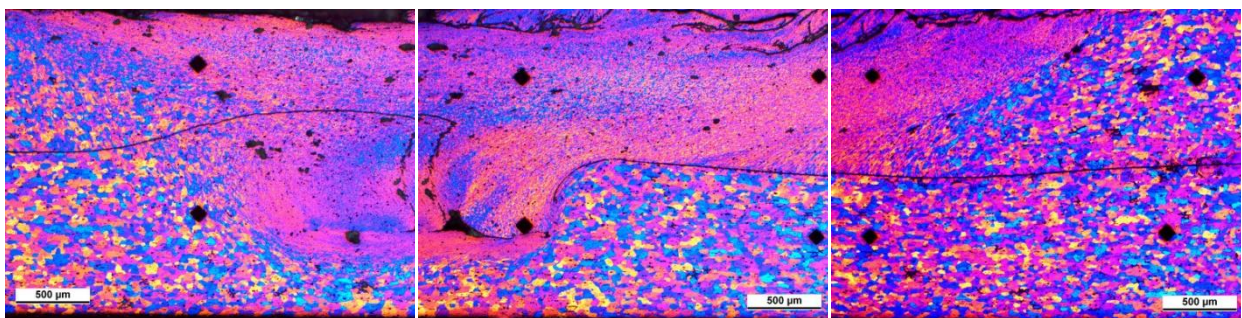


Abb. 8.24: Ausschnitte 1/2/3 aus Abb. 8.23

8.4 Probendaten quasistatische Prüfung

Tab. 41: Prüflast F_{\max} / N und Verlängerung $x_{F_{\max}}$ / mm der artgleichen Verbindungskonfiguration AW-5454 O/AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm)

Bezeichnung IMWF-11-	n min ⁻¹	v_x mm/min	Probe 1		Probe 2		Probe 3		Probe 4	
			F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$
00001	750	250	16018	3,67	16619	4,22	16534	4,13	16065	3,71
00002	1000	250	15637	3,69	15351	3,70	15774	3,74	15676	3,65
00003	1500	250	Schweißung abgebrochen							
00004	1000	500	13679	2,70	13683	2,66	12670	2,64	13835	2,61
00005	1500	500	14211	2,97	13981	2,92	14044	3,04	14128	2,60
00006	2000	500	14370	2,94	15475	3,38	13725	2,62	14837	3,02
00007	1500	750	13976	2,91	13702	2,76	14059	2,63	14183	2,89
00008	2000	750	13498	2,52	14081	2,68	14065	2,62	13839	2,70
00009	2500	750	15267	3,28	14428	3,60	15375	3,52	14761	3,18
00010	2000	1000	13482	2,75	14508	2,84	13870	3,06	14511	3,03
00044	500	250	10806	1,74	10797	1,68	10721	1,72	10673	1,66
00045	750	150	11646	1,95	12061	2,07	12200	2,12	11997	2,07
00046	1500	250	11751	1,94	11774	1,95	11781	2,00	11884	2,12
00047	1000	500	11686	1,74	11452	1,68	11463	1,74	11502	1,75
00048	1500	500	11251	1,87	11145	1,77	11027	1,72	10858	1,65
00049	2000	500	11920	1,68	11679	1,65	11661	1,62	11304	1,56
00050	1500	750	13023	1,94	13031	2,01	12620	-	12500	1,81
00051	2000	750	Stiftbruch							

Tab. 42: Ort des Versagens der Zugproben

Bezeichnung IMWF-11-	n min ⁻¹	v_x mm/min	Versagen			
			Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4
00001	750	250	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00002	1000	250	B.o.	B.o.	S.E.	S.E.
00003	1500	250	Schweißung abgebrochen			
00004	1000	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00005	1500	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00006	2000	500	S.E.	B.o.	S.E.	S.E.
00007	1500	750	B.o.	S.E.	S.E.	B.o.
00008	2000	750	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00009	2500	750	B.o.	B.o.	B.o.	S.E.
00010	2000	1000	S.E.	B.o.	S.E.	B.o.
00044	500	250	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00045	750	150	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00046	1500	250	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00047	1000	500	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00048	1500	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00049	2000	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00050	1500	750	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00051	2000	750	Stiftbruch			

Tab. 43: Prüflast F_{\max} / N und Verlängerung $x_{F_{\max}}$ / mm der artgleichen Verbindungskonfiguration AW-6016 T4/AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)

Bezeichnung IMWF-33-	n	v_x mm/min	Probe 1		Probe 2		Probe 3		Probe 4	
			F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$
00019	1000	500	1159	0,83	1053	0,64	1592	0,37	1246	0,90
00020	1500	500	1597	0,39	1741	0,56	1852	0,66	1789	0,44
00021	2000	500	1462	0,27	1452	0,23	1530	0,27	1524	0,27
00022	2500	500	1456	0,21	1476	0,22	1462	0,22	1393	0,21
00023	3000	500	1390	0,21	1382	0,19	1374	0,22	1385	0,18
00024	1500	750	1505	0,27	1461	0,25	1491	0,25	1571	0,27
00025	2000	750	1499	0,26	1525	0,25	1472	0,26	1520	0,25
00026	2500	750	1502	0,24	1510	0,25	1511	0,26	1503	0,24
00027	3000	750	1388	0,22	1408	0,18	1396	0,18	1328	0,20
00028	2000	1000	1539	0,23	1575	0,30	1478	0,24	1503	0,25
00029	2500	1000	1427	0,21	1446	0,22	1502	0,23	1455	0,24
00030	3000	1000	1505	0,24	1475	0,24	1515	0,24	1477	0,21
00031	2000	1500	618	0,42	650	0,43	612	0,43	656	0,43
00032	2500	1500	1544	0,29	1480	0,33	1507	0,27	1673	0,36
00033	3000	1500	1589	0,38	1633	0,39	1612	0,37	1636	0,42

Tab. 44: Ort des Versagens der Zugproben

Bezeichnung IMWF-33-	n	v_x mm/min	Versagen			
			Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4
00019	1000	500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00020	1500	500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00021	2000	500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00022	2500	500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00023	3000	500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00024	1500	750	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00025	2000	750	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00026	2500	750	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00027	3000	750	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00028	2000	1000	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00029	2500	1000	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00030	3000	1000	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00031	2000	1500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00032	2500	1500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.
00033	3000	1500	S.E.	S.E.	S.E.	S.E.

Tab. 45: Prüflast F_{\max} / N und Verlängerung $x_{F_{\max}}$ / mm der Mischverbindung AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm) /AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)

Bezeichnung IMWF-13-	n \min^{-1}	v_x mm/min	Probe 1		Probe 2		Probe 3		Probe 4	
			F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$
00001	1000	250	6149	2,46	6147	2,57	6152	2,65	6194	2,69
00002	750	250	6181	2,70	6188	2,38	6202	2,65	6275	2,74
00003	1500	250	6191	2,81	6190	2,88	6193	2,78	6172	2,84
00004	2000	250	6139	2,91	6168	2,84	6186	2,79	6182	2,87
00005	1000	500	6294	2,80	6230	2,79	6371	3,00	6376	2,99
00006	1500	500	6203	2,68	6179	2,44	6252	2,58	6217	2,63
00007	2000	500	6122	2,68	6182	2,50	6149	2,66	6181	2,22
00008	2500	500	6160	2,60	6185	2,57	6164	2,37	6170	2,49
00009	1500	750	6128	2,68	6147	2,48	6199	2,63	6304	3,06
00010	2000	750	6166	2,67	6185	2,72	6286	2,98	6226	2,55
00011	2500	750	6135	2,61	6150	2,53	6228	2,54	6164	2,36

Tab. 46: Ort des Versagens der Zugproben

Bezeichnung IMWF-13-	n \min^{-1}	v_x mm/min	Versagen			
			Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4
00001	1000	250	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00002	750	250	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00003	1500	250	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00004	2000	250	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00005	1000	500	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00006	1500	500	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00007	2000	500	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00008	2500	500	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00009	1500	750	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00010	2000	750	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.
00011	2500	750	B.u.	B.u.	B.u.	B.u.

Tab. 47: Prüflast F_{\max} / N und Verlängerung $x_{F_{\max}}$ / mm der Mischverbindung AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm) /AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm)

Bezeichnung IMWF-31-	n min ⁻¹	v_x mm/min	Probe 1		Probe 2		Probe 3		Probe 4	
			F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$	F_{\max}	$x_{F_{\max}}$
00001	1000	250	2771	0,18	2649	0,24	2513	0,27	2561	0,28
00002	750	250	Schweißung abgebrochen							
00003	1500	250	1533	0,12	1561	0,13	1631	0,12	1723	0,12
00004	2000	250	2180	0,15	1862	0,17	1897	0,15	1749	0,13
00005	1000	500	2584	0,23	2546	0,20	2932	0,27	3058	0,26
00006	1500	500	1582	0,13	1570	0,13	1615	0,13	1595	0,14
00007	2000	500	1628	0,16	1621	0,15	1580	0,15	1604	0,15
00008	2500	500	2380	0,26	2164	0,26	2024	0,23	2158	0,29
00009	1500	750	2054	0,18	2035	0,16	1988	0,17	2081	0,28
00010	2000	750	1980	0,18	1855	0,17	1849	0,17	1625	0,13
00011	2500	750	2564	0,29	2620	0,28	2612	0,28	2652	0,27

Tab. 48: Ort des Versagens der Zugproben

Bezeichnung IMWF-31-	n min ⁻¹	v_x mm/min	Versagen			
			Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4
00001	1000	250	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00002	750	250	Schweißung abgebrochen			
00003	1500	250	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00004	2000	250	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00005	1000	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00006	1500	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00007	2000	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00008	2500	500	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00009	1500	750	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00010	2000	750	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.
00011	2500	750	B.o.	B.o.	B.o.	B.o.

8.5 Probendaten zyklische Prüfung

8.5.1 Grundwerkstoffe

Tab. 49: Proben Grundwerkstoff EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm)

Probe	Fo / N	Schwingenspielzahl N
1	8500	43.537
2	9000	30.110
3	7500	61.669
4	6500	106.257
5	5500	287.591
6	4500	966.998
7	8500	53.034
8	8500	43.113
9	8500	53.229
10	8500	54.206
11	8500	53.952
12	6500	146.042
13	6500	190.577
14	6500	197.430
15	6500	152.484
16	6500	184.965
17	4500	2.000.000
18	4500	949.821
19	4500	967.853
20	4500	596.679
21	4000	2.000.000
22	4500	561.330
23	3500	2.000.000
24	5000	506.047

Tab. 50: Proben Grundwerkstoff EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)

Probe	Fo / N	Schwingenspielzahl N
1	1500	1.052.984
2	1250	2.000.000
3	2500	51.816
4	2000	113.610
5	1750	294.641
6	2250	68.600
7	2500	31.307
8	2500	43.219
9	2500	53.051
10	2500	54.077
11	2500	44.059
12	1500	610.306
13	2000	78.434
14	2000	99.319
15	2000	1.305.20
16	2000	89.488
17	2000	90.710
18	2750	38.374
20	1500	1.101.740
21	1500	468.675
22	1500	470.082
23	1500	1.078.252

8.5.2 Artgleiche Überlappverbindungen EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5$ mm)

Tab. 51: Proben Parametersatz IMWF-11-00001 ($n=750$ min⁻¹, $v_x=250$ mm/min)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingspielzahl	Versagen
11-00011	2	2000	4.853	B.o.
	3	1000	230.349	B.o.
	4	800	2.000.000	Durchläufer
	5	1200	91.008	B.o.
	6	1400	23.582	B.o.
	7	900	1.340.530	B.o.
	11-00012	1	1400	25.644
2		1200	46.576	B.o.
3		1000	95.628	B.o.
4		1400	22.409	B.o.
5		1200	63.281	B.o.
6		1000	130.443	B.o.
7		1400	31.306	B.o.
11-00013	1	1000	148.297	B.o.
	2	1400	28.904	B.o.
	3	1200	60.203	B.o.
	4	1000	197.738	B.o.
	5	1400	29.286	B.o.
	6	1200	53.326	B.o.
	7	1000	156.035	B.o.
11-00014	1	1200	137.515	B.o.
	2	1600	11.698	B.o.

Tab. 52: Proben Parametersatz IMWF-11-00002 ($n=1000$ min⁻¹, $v_x=250$ mm/min)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingspielzahl	Versagen
11-00018	1	1600	8.853	B.o.
	2	1400	14.871	B.o.
	3	1200	61.130	B.o.
	4	1000	113.026	B.o.
	5	900	460.065	B.o.
	6	1400	25.308	B.o.
	7	1200	38.818	B.o.
11-00019	1	1000	169.870	B.o.
	3	1400	88.848	B.o.
	4	1200	39.571	B.o.
	5	1000	197.618	B.o.
	6	1400	35.293	B.o.
	7	1200	61.788	B.o.
	11-00020	1	1000	89.628
2		800	2.000.000	Durchläufer
3		1400	36.431	B.o.
4		1200	45.145	B.o.
5		1000	87.414	B.o.
6		1400	19.583	B.o.
7		1200	59.212	B.o.
11-00021	1	1000	127.205	B.o.

8.5.3 Artgleiche Überlappverbindungen EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1$ mm)

Tab. 53: Proben Parametersatz IMWF-33-00020 ($n=1500$ min⁻¹, $v_x=500$ mm/min)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingenspielzahl	Versagen
33-00034	1	600	685.660	B.o.
	2	800	107.120	B.u.
	3	1000	48.425	B.u.
	5	1100	35.646	S.E.
	6	900	53.856	B.u.
	7	400	1.156.923	B.o.
	8	1100	46.257	B.u.
	33-00035	2	800	71.551
3		600	727.158	B.o.
4		900	110.961	B.u.
6		900	113.047	B.u.
7		900	85.176	B.u.
33-00036	1	800	145.131	S.E.
	3	800	51.355	S.E.
	4	800	80.756	S.E.
	5	800	135.222	B.u.
	6	900	84.807	S.E. Anr.
33-00037	1	600	1.095.261	B.o.
	2	900	24.372	S.E.
	3	600	1.006.219	B.o.
	5	400	2.000.000	Durchläufer
	6	600	603.587	B.o.
	7	600	656.894	B.o.
	8	500	2.000.000	Durchläufer

Tab. 54: Proben Parametersatz IMWF-33-00023 ($n=3000$ min⁻¹, $v_x=500$ mm/min)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingenspielzahl	Versagen
33-00050	1	400	910.123	B.u.
	2	600	22.759	B.u.
	3	600	19.879	B.u.
	5	600	37.314	B.u.
	6	600	9.170	B.u.
	7	600	12.425	B.u.
	8	400	2.000.000	Durchläufer
	33-00051	1	500/	145.254
2		600	17.596	B.u.
3		400	2.000.000	Durchläufer
4		450	531.692	B.u.
5		450	967.967	B.u.
6		450	504.181	B.u. Anr.
7		450	471.054	B.u. Anr.
8		450	540.820	B.u. Anr.
33-00052	1	450	452.357	B.u.
	2	500	199.853	B.u.
	3	500	381.104	B.u.
	4	500	207.212	B.u.
	5	500	279.331	B.u.
	6	500	404.874	B.u.
	7	500	391.924	B.u.
	8	550	222.375	B.u.
33-00053	1	650	4.070	B.u.

Tab. 55: Proben Parametersatz IMWF-33-00027 ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=750 \text{ mm/min}$)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingspielzahl	Versagen
33-00055	1	600	2.752	B.u.
	2	550	28.160	B.u.
	3	550	63.738	B.u.
	4	550	58.246	B.u.
	5	550	86.793	B.u.
	6	600	4.049	B.u.
	7	550	148.768	B.u.
	8	500	306.675	B.u.
33-00056	1	550	6.013	B.u.
	2	450	829.785	B.u.
	3	550	23.504	B.u.
	4	400	214.703	B.u.
	5	400	2.000.000	Durchläufer
	6	400	1.238.484	B.u.
	7	450	689.845	B.u.
	8	400	1.959.675	B.u.
33-00057	1	450	1.070.850	B.o.
	2	450	1.783.972	B.u.
	3	400	789.672	B.o.
	4	450	289.398	B.o.
	5	400	579.180	B.o.
	6	450	141.020	B.u.
	7	350	839.110	B.o.
	8	400	2.000.000	Durchläufer

8.5.4 Misch-Überlappverbindungen EN AW-5454 O ($t_{5454}=3,5 \text{ mm}$) / EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1 \text{ mm}$)

Tab. 56: Proben Parametersatz IMWF-13-00005 ($n=1000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingspielzahl	Versagen
13-00024	1	1400	314.736	B.o.
	2	1400	326.683	B.o.
	3	1000	2.000.000	Durchläufer
	4	1800	45.449	B.o.
	5	1600	82.140	B.u.
	6	1000	1.952.791	B.u.
	7	1400	197.483	B.o.
13-00025	1	1400	240.985	B.u.
	2	1400	271.847	B.u.
	3	1200	421.307	B.u.
	4	1800	39.982	B.u.
	5	1200	748.855	B.u.
	6	1800	30.143	B.u.
	7	1800	67.055	B.u.
13-00026	1	1800	44.120	B.u.
	2	1800	47.710	B.u.
	3	1400	325.075	B.o.
	4	1200	242.336	B.o.
	5	1200	471.523	B.o.
	6	1200	552.515	B.o.
13-00027	1	2000	46.762	B.u.
	2	800	2.000.000	Durchläufer

Tab. 57: Proben Parametersatz IMWF-13-00010 ($n=2000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingenspielzahl	Versagen
13-00013	2	1000	502.454	B.u. GW
	3	1400	209.106	B.u. GW
	5	800	2.000.000	Durchläufer
	6	1200	785.162	B.o.
	7	1400	229.936	B.o.
13-00014	1	1600	133.368	B.o.
	2	1800	80.742	B.o.
	3	1200	1.510.513	B.o.
	4	1200	584.534	B.o.
	5	1800	82.900	B.o.
	6	1200	568.395	B.o.
	7	1400	242.476	B.u.
13-00015	1	1400	338.885	B.o.
	2	1400	183.765	B.o.
	3	1400	251.115	B.o.
	4	1200	478.993	B.o.
	5	1800	84.180	B.o.
	6	1800	108.328	B.o.
	7	1800	92.171	B.o.
13-00016	1	1800	78.706	B.o.
	2	2000	63.998	B.o.
	3	1200	532.895	B.o.

8.5.5 Misch-Überlappverbindungen EN AW-6016 T4 ($t_{6016}=1,1 \text{ mm}$) / DC04 ($t_{DC04}=0,9 \text{ mm}$)

Tab. 58: Proben Parametersatz FBT-34- ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$, $hpd=0,1 \text{ mm}$)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingenspielzahl	Versagen
00001	1	700	253.203	B.o.
	2	900	159.411	B.o.
	3	1100	31.104	B.o.
	4	600	578.692	B.o.
	5	400	2.000.000	Durchläufer
	6	500	2.000.000	Durchläufer
	7	700	267.337	B.o.
	8	900	109.976	B.o.
	9	500	1.847.182	B.o.
	10	700	378.174	B.o.
	11	500	2.000.000	Durchläufer
	12	900	85.593	B.o.
00002	1	600	935.978	B.o.
	2	700	549.618	B.o.
	3	900	95.006	B.o.
	4	600	1.211.460	B.o.
	5	700	258.339	B.o.
	6	900	42.803	B.o.
	7	600	372.302	B.o.
	8	700	532.983	B.o.
	9	900	147.961	B.o.
	10	600	2.000.000	Durchläufer
	11	600	2.000.000	Durchläufer

Tab. 59: Proben Parametersatz FBT-34- ($n=3000 \text{ min}^{-1}$, $v_x=500 \text{ mm/min}$, $hpd=0,25 \text{ mm}$)

Blechnr.	Probe	Fo / N	Schwingspielzahl	Versagen
00021	1	900	53.496	B.o.
	2	1000	56.680	B.o.
	3	1100	29.115	B.o.
	4	700	795.746	B.o.
	5	600	299.231	B.o.
	6	500	621.847	B.o.
	7	400	2.000.000	Durchläufer
	8	1100	16.018	B.o.
	9	900	87.477	B.o.
	10	700	660.911	B.o.
	11	900	91.708	B.o.
	12	600	656.563	B.o.
00022	1	700	292.368	B.o.
	6	600	822.499	B.o.
	7	700	616.507	B.o.
	8	900	93.436	B.o.
	9	600	1.220.738	B.o.
	10	700	232.153	B.o.
00026	1	600	838.069	B.o.
	2	700	354.901	B.o.
	3	600	767.302	B.o.

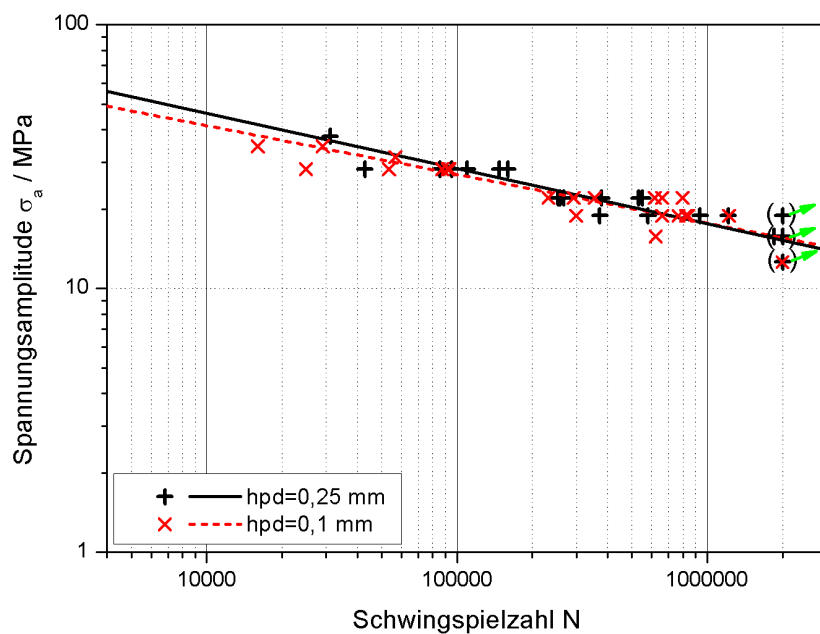


Abb. 8.25: Bauteil-Wöhlerkurven der Verbindungsconfiguration AW-6016/DC04

Tab. 60: Koeffizienten der berechneten Regressionsgeraden

Schweißverbindung	c / MPa	m
FBT-34-00001/2	318,2	-0,62
FBT-34-00021/22/26	227,1	-0,65

8.5.6 Stumpfstoßverbindungen

Tab. 61: Proben Stumpfstoß EN AW-5454 O

Probe	Fo / N	Schwingspielzahl N
1	6000	198.904
2	6500	93.449
3	7000	77.562
4	7500	68.053
5	8000	49.204
6	9000	28.186
7	8500	36.685
8	5500	336.215
9	5000	811.552
10	4500	2.000.000

Tab. 62: Proben Stumpfstoß EN AW-6016 T4

Probe	Fo / N	Schwingspielzahl N
1	2000	120.968
2	1500	367.839
3	1750	252.543
4	2250	74.743
5	2500	49.139
6	2750	18.289
7	1000	2.000.000