
Untersuchungen zur Robustheit von Kollisionsschweißprozessen bei minimalem Energieeintrag

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
Genehmigte Dissertation von Martin Benedikt Niessen aus Siegen
Tag der Einreichung: 17. August 2022, Tag der Prüfung: 11. Oktober 2022

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. habil. Christoph Leyens
Darmstadt – D17



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich
Maschinenbau
Institut für
Produktionstechnik und
Umformmaschinen

Untersuchungen zur Robustheit von Kollisionsschweißprozessen bei minimalem Energieeintrag

Genehmigte Dissertation von Martin Benedikt Niessen

Tag der Einreichung: 17. August 2022

Tag der Prüfung: 11. Oktober 2022

Darmstadt – D17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-230088

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung – Nicht kommerziell 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen der Technischen Universität Darmstadt. Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Groche für die Betreuung dieser Arbeit und dass er mir die Möglichkeit gab, mich diesem spannenden Forschungsthema zu widmen sowie mich durch die tägliche Arbeit am PtU stetig weiterzuentwickeln. Prof. Dr.-Ing. Leyens danke ich herzlich für die kritische Durchsicht der Arbeit und die Übernahme des Korreferats.

Der wesentliche Inhalt dieser Arbeit entstand im Rahmen des Schwerpunktprogramms 1640 „Fügen durch plastische Deformation“, für dessen Förderung ich der Deutschen Forschungsgemeinschaft danke. Hervorheben möchte ich außerdem die Arbeitsgruppe Hochgeschwindigkeitsfügen, deren Mitgliedern, insbesondere Dr.-Ing. Jörg Bellmann, Dr. Marcus Böhme, Dr.-Ing. Jörn Lueg-Althoff und Eugen Schumacher, ich für die erfolgreiche Zusammenarbeit und die anregenden Diskussionen danke. Zudem bedanke ich mich bei den Studierenden, die zu dieser Arbeit beigetragen haben. Ebenso gilt mein Dank dem Kollegium am PtU, den Mitarbeitenden der Werkstatt, des Versuchsfelds, des Sekretariats, der Buchhaltung, der IT und allen bisher nicht aufgezählten Personen, die mich in den letzten Jahren unterstützt haben.

Für die konstruktiven Diskussionen während der Erstellung dieser Arbeit und ihrer Korrektur danke ich Maximilian Knoll, Alexander Breunig, Alessandro Franceschi und Stefan Kraus.

Darmstadt, August 2022

Benedikt Niessen

Kurzfassung

Das Kollisionsschweißen erlaubt die Herstellung von stoffschlüssigen Verbindungen zwischen artgleichen und artungleichen Metallen mit hoher Verbundfestigkeit und weiteren vorteilhaften Verbindungseigenschaften. Allerdings ist das Prozessverständnis aufgrund der kurzen Prozesszeiten und des komplexen Zusammenspiels verschiedener physikalischer und chemischer Phänomene noch immer lückenhaft. Dadurch bestehen bei der Auslegung von Kollisionsschweißprozessen Unsicherheiten, die zu einem aufwendigen und iterativen Vorgehen führen und ein Potential zu Kosten- und Ressourceneinsparungen bieten.

Das Ziel dieser Arbeit ist daher, das Prozessverständnis hinsichtlich der Prozessgrenzen, der wirkenden Fügemechanismen und der resultierenden Verbindungseigenschaften zu erhöhen, um so die Grundlage für die Auslegung von robusten und energieeffizienten Kollisionsschweißprozessen zu schaffen. Hierfür werden in einem speziell für Grundlagenuntersuchungen entwickelten Modellversuchsstand die Prozessfenster für Aluminium und Kupfer und deren Paarung unter Variation verschiedener Prozessparameter untersucht. Dabei wird der Prozess mittels eines Systems zur Hochgeschwindigkeits-Prozessbeobachtung erfasst. Die gefügten Verbunde werden hinsichtlich ihrer Fläche und Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der Prozessgrößen analysiert. Anhand der Ergebnisse kann eine mathematische Beschreibung der Prozessgrenzen basierend auf den auftretenden Phänomenen und den relevanten Einflussgrößen hergeleitet werden. Zudem ergeben sich neue Erkenntnisse über die in verschiedenen Bereichen des Prozessfensters wirkenden Fügemechanismen sowie die resultierenden Verbindungseigenschaften hinsichtlich der gefügten Fläche und der Verbundfestigkeit. Es zeigt sich, dass die durch die Kollision entstehende Partikelwolke eine zentrale Rolle in der Wärmeverteilung zwischen der Kollisionszone und dem sich davor einstellenden Kollisionsspalt einnimmt und damit den Prozess der Verbindungsbildung beeinflusst.

Abstract

Collision welding allows the manufacturing of metallurgical joints between similar and dissimilar metals with high bond strength and further advantageous joint properties. However, the understanding of the process is still incomplete due to the short process time and the complex interaction of various physical and chemical phenomena. Thus, there are uncertainties in the design of collision welding processes, which leads to a laborious and iterative design procedure and offers potential to reduce costs and the use of resources.

Consequently, the aim of this work is to enhance the process understanding regarding the process boundaries, the acting joining mechanisms and the resulting joint properties to provide the foundation for the design of robust and energy efficient collision welding processes. Therefore, the process windows for aluminum and copper and their pairing are investigated under variation of different process parameters in a model test rig. The process is recorded by a high-speed process observation system. Welded joints are analyzed regarding their surface area and bond strength in dependence to the process parameters. A mathematical description of the process limits based on the phenomena occurring and the relevant influencing variables can be derived from the results. Furthermore, new findings are obtained about the joining mechanisms acting in different areas of the process window as well as the resulting joint properties with respect to the joined area and bond strength. It is shown that the cloud of particles created by the collision plays a crucial role in the heat distribution between the collision zone and the collision gap developing in front, which influences the process of joint formation.

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen, lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A_w	mm^2	mittels Ultraschall ermittelte geschweißte Fläche
c	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	spezifische Wärmekapazität
c_s	m s^{-1}	Schallgeschwindigkeit des Werkstoffs
c_w		empirischer Wert zur Berechnung der Scherfestigkeit eines Werkstoffs
E	MPa	Elastizitätsmodul
F_{kl}	N	Klemmkraft des Spannelements
F_s	N	Scherkraft
g_{max}		maximale relative Scherdehnung
HV	MPa	Härte nach Vickers
I	mm^4	Flächenträgheitsmoment
k_1	$^\circ \text{J}^{-1}$	empirischer, werkstoffspezifischer Faktor zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Formänderungsarbeit und oberem Grenzwinkel

k_2	$^{\circ} \text{s}^2 \text{m}^{-2}$	empirischer Faktor zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Trägheits- und Energieanteilen des Antriebs inkl. Fügepartnerabstützung und oberem Grenzwinkel
k_3	$^{\circ} \text{mm}^{-2}$	empirischer Faktor zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Abrollbewegung des Flyers und dem oberen Grenzwinkel
k_4	$^{\circ}$	empirischer Faktor zur Berücksichtigung werkstoffspezifischen Verhaltens bei der Berechnung des Verlaufs des oberen Grenzwinkels
M_k	N m	Kippmoment
m	kg	Masse
\tilde{m}	kg	spezifische Masse beider Fügepartner
m_j	kg	Masse des Jets
N		empirischer Faktor zur Bestimmung der Wärmeentwicklung beim Kollisionsschweißen
P	MPa	hydrodynamischer Druck in der Kollisionszone
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	experimentell ermittelte Dehngrenze
Re		Reynolds-Zahl
s	mm	Abstand der Scherplatten
S_q	μm	mittlere quadratische Höhe der Oberflächenrauheit
T	K	absolute Temperatur
ΔT	K	Temperaturdifferenz
T_s	K	Schmelztemperatur
t	s	Zeit

u	m s^{-1}	Verschiebungsrates zusammengepresster Oberflächen
v_c	m s^{-1}	Geschwindigkeit des Kollisionspunkts/der Kollisionsfront, parallel zur Targetoberfläche
v_f	m s^{-1}	Geschwindigkeit des Materialstroms der oberflächennahen Schichten im hydrodynamischen Modell der Jetbildung
v_i	m s^{-1}	Kollisionsgeschwindigkeit, normal zur Targetoberfläche (engl. impact velocity)
v_j	m s^{-1}	Geschwindigkeit des Jets
v_m	m s^{-1}	Geschwindigkeit des Materialstroms oberflächennaher Schichten
v_p	m s^{-1}	Kollisionsgeschwindigkeit, normal zur Flyeroberfläche
W_0	J	Kinetische Energie des Flyers vor der Kollision
W_1	J	Kinetische Energie des Verbunds nach der Kollision
W_2	J	Energieanteil, der in die plastische Deformation der Kollisionszone fließt
W_{2c}	J	Energieanteil zum Einebnen der Oberflächenmikrostruktur
W_{2d}	J	Energiedissipation durch Stoßwellen
W_{2p}	J	Umformarbeit in der Kollisionszone in Form von Scherung und Wellenbildung
W_3	J	Energieanteil zur Bildung des Jets
W_{3k}	J	kinetischer Energieanteil des Jets
W_{3t}	J	thermischer Energieanteil des Jets
W_b	J	aus dem Abrollvorgang des Flyers resultierende Umformarbeit
W_d	J	Energieanteil, der durch die Explosion aus dem System dispergiert

W_{dE}	J	weitere aus der Interaktion zwischen Flyer und Sprengstoff dissipierender Energieanteil
W_E	J	im Sprengstoff enthaltene Energie
W_h	J	Durch die Explosion in den Flyer eingetragene Wärme
W_p	J	Energieanteil, der in das System der geschweißten Verbundes fließt
ΔW	J	Formänderungsarbeit des unelastischen Stoß'
Z	$\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1}$	akustische Impedanz

Formelzeichen, griechische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
β	$^\circ$	Kollisionswinkel zwischen Flyer und Target
β_{cr}	$^\circ$	Mindestkollisionswinkel ab dem ein Jet entsteht, wenn v_m supersonisch ist
β_{max}	$^\circ$	oberer Grenzwinkel des Prozessfensters
β_{min}	$^\circ$	unterer Grenzwinkel des Prozessfensters
δ	mm	Dicke der Fügepartner
ε		Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	s^{-1}	Dehnrage
κ	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
ν		Poissonzahl
ρ	kg m^{-3}	Dichte
σ_{HEL}	MPa	Hugoniot Elastic Limit (engl.): dynamisches Streckgrenze eines Materials

$\bar{\sigma}$		relative Verbundfestigkeit als Verhältnis der Verbundfestigkeit und Festigkeit des Grundmaterials
τ_B	MPa	Scherfestigkeit des Werkstoffs
$\bar{\tau}$		relative Scherfestigkeit als Verhältnis der Scherkraft und Scherfestigkeit des Grundmaterials

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
-----------	-----------

EDX	Energy dispersive X-ray spectroscopy – energiedispersive Röntgenspektroskopie
EMPS	Elektromagnetisches Pulsschweißen
EXW	Explosion welding – Sprengschweißen
GWG	Geschmolzenes und wiedererstartetes Gefüge
HEL	Hugonit elastic limit
IMP	Intermetallische Phasen
LDM	Long distance microscope
LIW	Laser impact welding
RSME	Root mean square error
VAFW	Vaporing foil actuator welding

Inhaltsverzeichnis

Vorwort und Danksagung	iii
Kurzfassung	v
Abstract	vii
Formelzeichen und Abkürzungen	ix
1 Einleitung	1
2 Stand der Forschung Kollisionsschweißen	3
2.1 Einordnung und Nomenklatur	3
2.2 Verfahrensgrundlagen und bekannte Prozesse	4
2.3 Vorgänge in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt	6
2.3.1 Bildung eines Jets durch plastische Deformation	6
2.3.2 Partikelwolke	10
2.3.3 Komprimiertes Gas im Kollisionsspalt	11
2.3.4 Prozessleuchten	11
2.3.5 Temperaturentwicklung in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt	12
2.4 Mechanismen der Verbindungsbildung	13
2.5 Energiebilanz	16
2.6 Erscheinungsbild und Eigenschaften der Verbindung	19
2.6.1 Anforderungen und Auswirkungen der Kollision auf den Gesamtverbund	20
2.6.2 Ausbildung der Fügezone	21
2.6.3 Technische Eigenschaften der Verbindung	27

2.7	Prozessfenster	28
2.7.1	Der hydrodynamischer Ansatz	28
2.7.2	Erweiterungen des hydrodynamischen Ansatzes	30
2.7.3	Adaption des Prozessfensters für instationäre Verfahren	33
2.8	Korrelation der Verbindungseigenschaften mit dem Prozessfenster	34
2.9	Prozessauslegung industrieller Verfahren	36
2.10	Zusammenfassung	38
3	Zielsetzung und Vorgehensweise	39
3.1	Zielsetzung	39
3.2	Vorgehensweise	40
4	Versuchsaufbau	43
4.1	Mechanischer Modellversuch	43
4.2	Verwendete Werkstoffe und Präparation der Versuchsproben	46
4.3	Zusammenfassung	47
5	Verfahren zur Prozess- und Verbunduntersuchung	49
5.1	Hochgeschwindigkeits-Prozessbeobachtung	49
5.1.1	Bildverstärkerkamera <i>PCO hsfc-pro</i>	50
5.1.2	Prozessbeleuchtung	52
5.1.3	Triggerung der Prozessbeobachtung	52
5.1.4	Auswertung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen	53
5.2	Beurteilung des Fügeergebnisses	54
5.2.1	Zerstörungsfreie Prüfung durch Ultraschall	54
5.2.2	Verbundfestigkeit im Scherzugversuch	59
5.2.3	Metallograpische Untersuchungen	60
5.3	Zusammenfassung	61
6	Experimentelle Untersuchung des Kollisionsschweißens	63
6.1	Prozessfenster	63
6.1.1	Variation der Dicke des Flyers	64
6.1.2	Variation der Werkstofffestigkeit	66
6.1.3	Variation des Werkstoffs	66

6.2	Ausbildung der Fügezone	68
6.2.1	Variation der Flyer-Dicke	70
6.2.2	Variation der Werkstofffestigkeit	71
6.2.3	Variation des Werkstoffs	72
6.3	Verbundfestigkeit	73
6.3.1	Voruntersuchungen	73
6.3.2	Einfluss von Kollisionsgeschwindigkeit und -winkel	76
6.4	Erscheinungsbild der Fügezone	78
6.5	Zusammenfassung	80
7	Prozessgrenzen des Kollisionsschweißens bei niedrigem Energieeintrag	83
7.1	Unterer Grenzwinkel	84
7.2	Oberer Grenzwinkel	88
7.3	Minimale Kollisionsgeschwindigkeit	98
7.4	Zusammenfassung	99
8	Vorgänge der Verbindungsbildung	101
8.1	Wirksame Fügemechanismen im Prozessfenster	101
8.2	Ausbildung der Fügezone und resultierende Verbundfestigkeit	103
8.3	Zusammenfassung	105
9	Übertragbarkeit der Ergebnisse auf artungleiche Werkstoffpaarungen	107
9.1	Prozessgrenzen	107
9.2	Ausbildung der Fügezone	110
9.3	Zusammenfassung	111
10	Beantwortung der Forschungsfragen	113
11	Zusammenfassung und Ausblick	117
11.1	Wissenschaftliche Erkenntnisse dieser Arbeit	117
11.2	Erkenntnisse zur Auslegung industrieller Verfahren	119
11.3	Ausblick	120
	Zitierte Literatur	121

Abbildungsverzeichnis	140
Tabellenverzeichnis	141

1 Einleitung

In der heutigen Zeit hat sich die Menschheit globalen Herausforderungen wie dem zunehmenden Klimawandel und der immer stärker zu Tage tretenden Ressourcenknappheit zu stellen. Die produzierende Industrie, welche ihren Teil zu diesen Krisen beigetragen hat, stellt dies vor die Aufgabe, ihre Produkte und Prozesse mit minimaler Auswirkung auf die Umwelt und möglichst ressourcenschonend zu gestalten. Gleichzeitig steigen die Kundenanforderungen an die Produkte, die einem infolge der Globalisierung wachsenden Wettbewerbsdruck standhalten müssen.

Getrieben von diesem vielschichtigen Konflikt werden die Produkte in vielerlei Hinsicht optimiert, was zu steigenden Anforderungen an die Baugruppen und Bauteile bei gleichzeitig vermehrter Funktionsintegration führt. Für die Fügechnik bedeutet dies beispielsweise, dass die Verbindung neben der Übertragung von zunehmend höheren mechanischen Lasten weitere Aufgaben übernehmen muss, wie die Leitung elektrischen Stroms oder die Abdichtung gegenüber Medien. Häufig kann diesen Anforderungen nur durch eine Multi-Materialbauweise ressourcen- und kosteneffizient gerecht werden. Dies wiederum sind viele Fügeverfahren nicht im Stande entsprechend dem geforderten Umfang zu leisten, insbesondere wenn hohe Verbundfestigkeiten gefordert sind.

Ein Verfahren, das diesen Anforderungen gerecht werden kann, ist das Kollisionsschweißen, welches eine stoffschlüssige Verbindung durch die plastische Deformation von mindestens einem Fügepartner herstellt. Das Kollisionsschweißen zeichnet aus, dass es hochfeste sowie elektrisch und thermisch gut leitende Verbindungen bei artgleicher und artungleicher Metall-Paarung auch ohne die Verwendung von umweltschädlichen Schweißzusatzstoffen herstellen kann. Obwohl es bereits seit den sechziger Jahren des letzten Jahrhunderts bekannt ist und industriell genutzt wird, ist das Zusammenspiel der grundlegenden Mechanismen der

Verbindungsbildung noch immer nicht vollständig verstanden. Die Ursachen hierfür dürften, neben den erschwerten Untersuchungsbedingungen durch die Prozesszeiten im Mikrosekundenbereich, in der Interdisziplinarität der wirksamen Vorgänge und Phänomene zu finden sein. So bleibt bisher trotz der bereits erreichbaren vorteilhaften Verbindungseigenschaften viel Potential des Verfahrens ungenutzt. Dies würde die Herstellung von noch anspruchsvolleren Verbindungen sowie eine Einsparung von Kosten und Ressourcen erlauben, um den steigenden Anforderungen an die Fügetechnik gerecht zu werden.

Die vorliegende Arbeit zielt daher darauf ab, das Prozessverständnis zu erweitern, um die Grundlage für eine zielgerichtete, prozesseffiziente und -sichere Auslegung von Kollisionsschweißverfahren zu schaffen. Dazu werden ausgehend vom Stand der Forschung die Prozessgrenzen des Verfahrens bei niedrigem Energieeintrag und die sich dazwischen einstellenden Verbindungseigenschaften experimentell ermittelt und die ursächlichen Mechanismen und Phänomene untersucht.

2 Stand der Forschung Kollisionsschweißen

In diesem Kapitel wird der für die Erstellung dieser Arbeit relevante Stand der Forschung zum Kollisionsschweißen zusammengefasst. Neben der normativen Einordnung des Verfahrens und der Übersicht über die Verfahrensgrundlagen werden bisherige Theorien und Modelle zur Beschreibung der Vorgänge während der Kollision, die prozessparametrischen Grenzen sowie die resultierenden Eigenschaften der Fügezone behandelt.

2.1 Einordnung und Nomenklatur

Das Kollisionsschweißen ist ein Fügeverfahren, welches infolge einer Kollision zweier Fügepartner mit hoher Relativgeschwindigkeit im Bereich von mehreren hundert Metern pro Sekunde und unter einem definierten Winkel eine stoffschlüssige Verbindung ausbildet [Cro82]. Die normative Einordnung ist bis heute noch nicht abgeschlossen. Nach DIN EN ISO 4063 zählt es zu der Gruppe des *Pressschweißens* und bildet dort die Untergruppe *Schweißen mit hoher mechanischer Energie* [DIN21]. Diese Benennung wird jedoch von weiten Teilen der Forschungsgemeinschaft als unpassend angesehen, da der Fügeprozess in sehr kurzer Zeit erfolgt, in der die hohe Energie nur in einem Bruchteil der Einwirkzeit anderer Fügeverfahren zur Verfügung steht. Somit ist dessen Energiebilanz ähnlich oder besser gegenüber der anderer Verfahren einzuordnen. Der häufig genutzte Begriff des *Aufprallschweißens* (engl. *impact welding*) ist passender, da ein Aufprall unter definierten Bedingungen stattfinden muss, um eine Verbindungsbildung zu initiieren und aufrecht zu erhalten [Pab19]. Allgemeingültig ist der Begriff des *Kollisionsschweißens* (engl. *collision welding*), welcher auch die Bewegung mehrerer Fügepartner berücksichtigt und den Sonderfall des Aufpralls umfasst. Dieser findet in der Forschungsgemeinschaft immer mehr Anklang und wird in dieser Arbeit verwendet.

2.2 Verfahrensgrundlagen und bekannte Prozesse

Beim Kollisionsschweißen ist üblicherweise einer der Fügepartner (*Target*) fixiert, während der andere (*Flyer*) durch unterschiedliche Energieformen beschleunigt wird (Abb. 2.1). Der Flyer trifft mit einer *Kollisionsgeschwindigkeit* v_i (engl. impact velocity) auf das Target und fügt sich kontinuierlich unter einem bestimmten *Kollisionswinkel* β an, wodurch der sich aus den Grenzflächen der Fügepartner ergebende *Kollisionsspalt* geschlossen wird. Der Bereich des ersten Grenzflächenkontakts wird *Kollisionszone* genannt und ihr Fortschreiten durch die *Kollisionspunktgeschwindigkeit* v_c (engl. collision point velocity) beschrieben. Die Abhängigkeit der Größen wird durch folgende trigonometrische Beziehung ausgedrückt:

$$\tan \beta = \frac{v_i}{v_c}. \quad (2.1)$$

In vielen Publikation [Wit73; Bot80; Bla83; Lys12] wird statt der senkrecht auf dem Target stehenden Kollisionsgeschwindigkeit v_i die senkrecht auf dem Flyer stehende Geschwindigkeit v_p verwendet, welche folgende Beziehung zu den übrigen Größen hat:

$$v_p = v_c \cdot \sin \beta = v_i \cdot \frac{\sin \beta}{\tan \beta} = v_i \cdot \frac{\sin \beta}{\frac{\sin \beta}{\cos \beta}} = v_i \cdot \cos \beta. \quad (2.2)$$

Die notwendige Energie zur Beschleunigung kann dem System unterschiedlich zugeführt werden. Zur Gruppe der chemischen Energiezuführung durch Explosivstoffe zählen sowohl Modellversuche, die durch das Zünden einer Explosivladung ein Projektil mit befestigtem Flyer auf ein Target beschleunigen, als auch das Sprengschweißen (engl. Explosion Welding, EXW) [Cro68; Car75; Cro82], der älteste und aktuell noch verbreitetste industrielle Prozess des Kollisionsschweißens. Dabei detoniert eine auf der Rückseite des Flyers aufgetragene Schicht Sprengstoff und beschleunigt diesen auf das Target. Durch die hohe Energiedichte und dadurch, dass der Explosivstoff theoretisch auf unbegrenzter Fläche und in ausreichender Menge ausgebreitet werden kann, lassen sich durch das EXW große Bleche mit großer Dicke vollflächig fügen. Infolge des hohen Aufwands der Vorbereitung und der Sicherheitsvorkehrungen werden meist Einzelverbunde gefertigt, die ggf. geteilt und als kleinere Bauteile

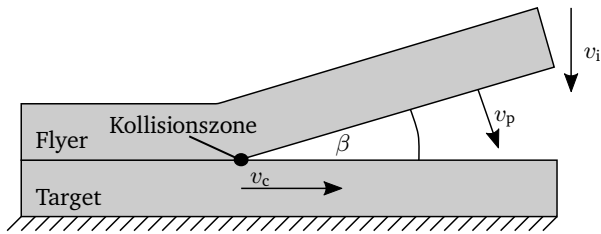


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung des Kollisionsschweißens

weiterverarbeitet werden. Häufige Anwendungen sind plattierte Bleche für den Reaktorbau oder intermetallische Koppellemente für Schmelzschweißprozesse.

Verfahren, die sich für den Einsatz zur automatisierten Fertigung mit großen Stückzahlen eignen, nutzen eine elektrodynamische Energiezufuhr entweder in direkter Form (Elektromagnetisches Pulsschweißen, EMPS), bei welcher eine Spule einen Wirbelstrom im Flyer induziert und eine Lorentzkraft erzeugt [Sch11], oder indirekt (engl. Vaporizing Foil Actuator Welding, VFAW), indem ein Draht oder eine Folie infolge des durchfließenden Stroms vaporisiert und das expandierende Plasma den Flyer beschleunigt [Viv13]. Hierdurch lassen sich Bleche und Rohre mit linienförmigen Schweißnähten einiger Millimeter Dicke fügen, da die maximale Beschleunigungsenergie durch die Spule bzw. die Kondensatoren des Schwingkreises begrenzt sind und weit unterhalb des EXW liegen [Zha11]. Das EMPS wird typischerweise für artungleiche Verbindungen von Aluminiumlegierungen mit Stahl und Kupfer aber auch die Kombination verschiedener Aluminiumlegierungen eingesetzt und findet zunehmend Anwendung in der Elektromobilität und bei der Herstellung von Strukturbaugruppen. Beim Laseraufprallschweißen wird ebenfalls ein Plasmadruck zur Beschleunigung genutzt jedoch im deutlich kleineren Maßstab. Durch die Strahlungsenergie eines Lasers wird eine Schicht auf der Rückseite des Flyers ablatiert [Zha11]. Dabei entsteht ein Plasma, das einen Flyer mit wenigen μm Dicke beschleunigt. Soweit dem Autor bekannt befindet sich das Laseraufprallschweißen (engl. Laser Impact Welding, LIW) im Status der Forschung und Entwicklung und wird nicht industriell eingesetzt. Potential bietet sich aber aufgrund der genauen Einstellbarkeit der Beschleunigungsenergie und Schweißfläche im Mikro- bis Millimeterbereich bei der Kontaktierung sehr kleiner elektrischer Bauteile [Zha11]. Prinzipbedingt ist bei den drei letztgenannten Verfahren die Abrollbewegung des Flyers

instationär und führt zu sich durchgehend ändernden Prozessparametern [Gro15]. Ein Verfahren, das auf denselben Fügemechanismen beruht, aber sich in Form der Fügepartner von den bisher vorgestellten unterscheidet, ist das Kaltgasspritzen. Hierbei werden kleine metallische Partikel mittels einer Gasströmung auf ein Target beschleunigt [Sch07; Ass16; HG16]. Aufgrund des kontinuierlichen Materialstroms und der hochwertigen Verbindungseigenschaften eignet sich dieses Verfahren zum Aufbringen von Beschichtungen, für die Ausbesserung hochbeanspruchter Bauteile (z.B. verschlissene Turbinenschaufeln) oder auch für deren additive Fertigung [Tan20].

Da sich die Phänomene und Eigenschaften der Verfahren trotz unterschiedlicher Größenskalen und Energieeinträge ähneln, werden im Folgenden die wissenschaftlichen Erkenntnisse aller Verfahren zu einem Gesamtbild zusammengeführt. Auf relevante Besonderheiten einzelner Verfahren wird explizit hingewiesen.

2.3 Vorgänge in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt

Die schrägwinkelige Kollision unter hohen Geschwindigkeiten ist für den Kollisionsschweißprozess von entscheidender Bedeutung. Nur so kommt es zu einem komplexen Zusammenspiel verschiedener physikalischer und chemischer Vorgänge in der Kollisionszone und im sich davor schließenden Kollisionsspalt, die eine hochwertige Verbindung ermöglichen. Der bisherige Kenntnisstand zu diesen Phänomenen und die Modelle zu deren Beschreibung werden im Folgenden vorgestellt.

2.3.1 Bildung eines Jets durch plastische Deformation

Festkörper, die stoßartigen Belastungen ausgesetzt sind, reagieren mit einem dynamischen Werkstoffverhalten, das sich grundlegend von deren quasi-statischem Verhalten unterscheidet. Bei letzterem liegt zu jedem Zeitpunkt in jedem Element des Körpers ein statisches Gleichgewicht der wirkenden Kräfte vor. Bei dynamischen Vorgängen, z.B. Umformungen mit sehr hohen Dehnraten, wandert die Beanspruchung als Welle durch den Körper. [Mey94]

Ist der aus dem Stoß resultierende Druck groß genug, verformt sich der Körper plastisch. Der Übergang von einem elastischen zu einem elasto-plastischen Zustand wird bei dynamischen Vorgängen durch das Hugoniot Elastic Limit (HEL) σ_{HEL} beschrieben und wie folgt berechnet:

$$\sigma_{\text{HEL}} = \frac{2 \cdot R_e}{3 - (1 + \nu)/(1 - \nu)}, \quad (2.3)$$

wobei R_e die Elastizitätsgrenze im quasi-statischen Fall und ν die Poissonzahl ist [ES83; Raz02; Smi16]. Allerdings wird das HEL ebenso wie im quasi-statischen Fall mit durch die erfahrenden Dehnungen, die auftretende Dehnrates und die einwirkende Temperatur beeinflusst [Shu14]. Während höhere Dehnrates zu einem Ansteigen des HEL führen, fällt es mit steigender Temperatur zunächst ab und steigt dann wieder an [Raz02].

Infolge der Kollision zweier Festkörper unter ausreichend hohen Geschwindigkeiten entstehen durch das dynamische Werkstoffverhalten in unmittelbarer Nähe des Kontakts Drücke von mehreren Gigapascal [Wal53]. Überschreiten diese das HEL im ausreichenden Maße, ist die Scherfestigkeit des Werkstoffs vernachlässigbar, weshalb die Verformungen in dieser Zone durch die Gesetze der Fluid-Hydrodynamik beschrieben werden können [Wal53]. Kollidieren die Festkörper dabei schräg, werden ihre oberflächennahen Schichten in einen Materialstrom mit der Geschwindigkeit v_m gezwungen und im Staupunkt bzw. in der Kollisionszone bildet sich ein Strahl, genannt *Jet*, aus, der der Kollisionszone im Spalt mit der Geschwindigkeit v_j vorausleitet (Abb. 2.2 (a)) [Cow63]. Birkhoff et al. beschreiben die Jetbildung bei Hohlladungen als Modell inkompressibler nicht-viskoser Fluide [Bir48]. Da dieser Ansatz auch bei sehr kleinen Winkeln einen Jet mit einer unendlich großen Geschwindigkeit voraussagt, erweitern Walsh et al. sowie Cowan und Holtzman das Modell, indem sie die Jetbildung als Strömung eines kompressiblen nicht-viskosen Fluids abbilden und an einen Mindest-Kollisionswinkel β_{cr} knüpfen, wenn die Strömungsgeschwindigkeit v_m supersonisch wird [Wal53; Cow63]. Denn ist der Kollisionswinkel zu klein, entsteht im Staupunkt des Materialflusses eine schräge Stoßwelle, die eine Jetbildung unmöglich macht (Abb. 2.2 (b)) [Wal53; Cow63]. Ab Überschreiten des Mindest-Kollisionswinkels löst sich die Stoßwelle vom Staupunkt und verschiebt sich "stromaufwärts" (Abb. 2.2 (c)) [Wal53; Cow63]. Der Materialstrom hinter der Stoßwelle kann wiederum als subsonisch betrachtet werden und es kommt zu Jetbildung [Wal53; Cow63].

Abhängig von den zuvor beschriebenen Strömungsformen resultieren nach Chou et al. auch

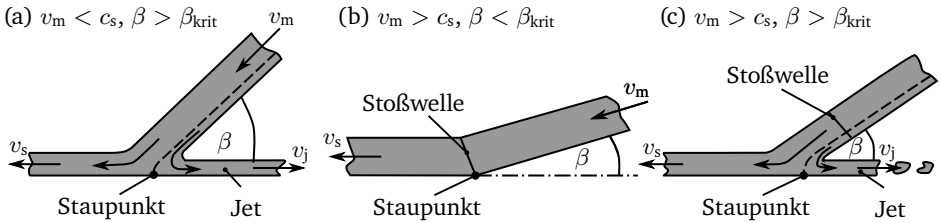


Abbildung 2.2: Strömungsformen einer symmetrischen Kollision zweier Fluide im subsonischen Bereich (a) und im supersonischen Bereich ohne Jet (b) und unter Ausbildung eines Jets (c)

unterschiedliche Ausprägungen des Jets: im subsonischen Fall bildet sich ein massiver Metallstrahl aus, während die vormals supersonische Strömung durch das Passieren der Stoßwelle Störungen enthält und im Kollisionsspalt in Partikel dispergiert (Abb. 2.2 (c)) [Cho76]. Grundsätzlich ist die Masse bzw. das Volumen des Jets gering, da nur die oberflächennahen Schichten bis maximal wenige μm Dicke an seiner Bildung beteiligt sind [Cow63]. Daher weist dieser im Falle eines massiven Strahls auch nur eine geringe Dicke auf [Cow63]. Ist der Kollisionsspalt infolge eines kleinen Kollisionswinkels schmal, können Viskositäts- und Oberflächenkräfte in beiden Ausprägungen zu einer Aufstauung im Spalt und zu Wiedereinschlüssen von Jetanteilen führen [Cow63; Der74].

Die Gültigkeit des oben beschriebenen hydrodynamischen Zustands, bei der die elastische Scherfestigkeit vernachlässigt wird, sehen Cowan und Holtzman als gegeben an, solange der Druck in der Kollisionszone vielfach größer als die Scherfestigkeit des Werkstoffs ist [Cow63]. Sinkt die Kollisionsgeschwindigkeit und damit die Strömungsgeschwindigkeit der Grenzschichten, nimmt der Druck ab [Cow63]. Ab einem gewissen Punkt wird der Materialstrom der Oberflächen durch elastische Effekte abgelenkt und es kann kein Jet gebildet werden [Cow63]. Eine genaue Beschreibung sehen die Autoren als schwierig an, vermuten aber einen Zusammenhang im Verhältnis der Kollisions- zur Scherwellengeschwindigkeit [Cow63]. Ebenso können plastische Biegewellen einen Einfluss haben [Cow63]. Walsh et al. gehen ebenfalls davon aus, dass die Kollision ausreichend stark sein muss, um eine stabile Stoßwelle auszubilden, da sich sonst initiale Störungen mit der Zeit in elastische und plastische Wellen separieren und zu Instabilitäten führen [Wal53]. Um die notwendige

Kollisionsgeschwindigkeit zu bestimmen, setzt Wittman voraus, dass diese zu einem Druck führen muss, welcher fünf mal größer als das HEL sein muss [Wit73]. Ist dieses für den Werkstoff nicht bekannt, kann die notwendige Geschwindigkeit normal zur Flyeroberfläche v_p über den empirischen Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit R_m und der Dichte ρ des Werkstoffs abgeschätzt werden [Wit73]:

$$v_p = \sqrt{\frac{R_m}{\rho}} \Rightarrow v_i = \sqrt{\frac{R_m}{\rho}} \cdot \cos \beta. \quad (2.4)$$

Zur Berechnung des in der Kollisionszone herrschenden Drucks werden in der Literatur zumeist die Grundsätze der Impulsdynamik genutzt. Demnach entwickelt sich beim Aufprall eines Festkörpers bei hohen Geschwindigkeiten ein Druck P , der sich aus dem Produkt der Dichte ρ , der Geschwindigkeit der Stoßwelle durch das Metall, welche näherungsweise gleich der Körperschallgeschwindigkeit des Metalls c_s ist und zusammen mit der Dichte die akustische Impedanz Z bildet, sowie der Verschiebungsrates u der zusammengepressten Oberflächen berechnen lässt [Ric58]:

$$P = \rho \cdot c_s \cdot u = Z \cdot u. \quad (2.5)$$

Aus der Impulserhaltung folgt, dass bei zwei zusammenstoßenden artungleichen Fügepartnern (Flyer und Target) mit einer Relativgeschwindigkeit u sich der Druck P in der Kollisionszone ergibt zu [Cha83]:

$$P = P_f = P_t = \frac{\rho_f \cdot c_{s,f} \cdot \rho_t \cdot c_{s,t}}{\rho_f \cdot c_{s,f} + \rho_t \cdot c_{s,t}} \cdot u = \frac{Z_f \cdot Z_t}{Z_f + Z_t} \cdot u. \quad (2.6)$$

Für artgleiche Fügepartner reduziert sich der Term zu [Cha83]:

$$P = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot c_s \cdot u. \quad (2.7)$$

Zur Wahl, welche Komponente der Geschwindigkeit beim schrägwinkeligen Zusammenstoß des Kollisionsschweißprozesses (Abb. 2.1) für die Druckberechnung verwendet wird, gibt es widersprüchliche Angaben. Chadwick und Jackson verwenden die Geschwindigkeitskomponente senkrecht auf der Flyeroberfläche v_p [Cha83], Botros und Groves die senkrecht auf der Targetoberfläche v_i und Kachan und Trishin [Kac75] laut Peev et al. [Pee17] die Kollisionspunktgeschwindigkeit v_c . Während im typischen Bereich des Kollisionswinkels bis 25° nach Gl. 2.2 die Geschwindigkeiten v_p und v_i und damit der Druck maximal um 9% voneinander abweichen (Gl. 2.7), liegt er bei Verwendung von v_c Faktor 2 bis 15 (bei kleinen Winkeln) höher. Zudem ist in Frage zu stellen, ob der obige Ansatz überhaupt im Falle einer Jetbildung gültig ist. Williams et al. etwa definieren die Gültigkeit ihrer numerischen Berechnungsmethode zur Bestimmung des Drucks für planare Impaktversuche mit Winkel Fehlern nur für den Bereich unterhalb des kritischen Winkels zur Jet-Entstehung [Wil18]. Eine Methode zur Bestimmung des Drucks in der Kollisionszone ist bisher nicht bekannt [Pet95], weshalb eine Validierung der obigen Druckberechnung für eine schrägwinkelige Kollision bis heute nicht erfolgt ist.

2.3.2 Partikelwolke

Den Oberflächen metallischer Werkstoffe haften grundsätzlich Grenzschichten an, die sich in ihren chemischen und physikalischen Eigenschaften von denen des Werkstoffinneren unterscheiden [Czi20]. Diese entstehen durch die Wechselwirkungen mit dem Umgebungsmedium. Durch den Sauerstoff der Luft bauen sich Oxidschichten auf, auf welchen andere Absorptionsschichten entstehen sowie Verunreinigungen anhaften, und insgesamt eine Schicht von bis zu 15 nm Dicke bilden [Czi20]. Kollidieren nun zwei metallische Körper, kommt es infolge der hohen Scherdehnungen der oberflächennahen Schichten in der Kollisionszone und aufgrund der unterschiedlichen Eigenschaften von Grenzschicht und Grundmaterial zum Aufbrechen und Abtragen der meist spröden Oxid- und anderer Oberflächenschichten sowie zum Ausdünnen von verbleibenden Anhaftungen [Cro68; Wro10b]. Diese strömen gemeinsam mit den dispersen Anteilen des Jets der Kollisionszone voraus und werden aus dem Spalt ausgestoßen [Ber66]. Darüber hinaus kann es auch bei niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten, wenn der globale Druck nicht ausreichend ist, um in den hydrodynamischen Zustand überzugehen, durch lokale Unebenheiten zu Druckspitzen kommen, wodurch einzelne Partikel aus der

Grenzschicht abgetragen werden [Der74]. Die Kumulation der aus einem oder mehreren Phänomenen resultierenden Partikel im Kollisionsspalt wird gemeinsam mit den dispersen Jet-Bestandteilen als *Partikelwolke* bezeichnet [Bel20*; Nie20*].

2.3.3 Komprimiertes Gas im Kollisionsspalt

Während des Kollisionsvorgangs kann das sich im Kollisionsspalt befindende gasförmige Medium (zumeist Luft) aufgrund der inneren Gas- sowie Wandreibung an den Oberflächen der Fügepartnern nicht hinausströmen und wird komprimiert. Ist die Kompression stark genug, bildet sich ein *Verdichtungsstoß* aus, hinter dem sich die Kompression mit Fortschreiten der Kollision weiter erhöht und das Gas aufheizt [Ish80; Kos08; Kha14; Che21]. Die resultierende Temperatur kann mehrere Tausend Kelvin erreichen und ist abhängig von der Kollisionspunktgeschwindigkeit sowie den Eigenschaften des Mediums im Spalt [Ish80; Kos08]. Kommt es zu einer Hyperschallentladung des schock-komprimierten Gases, wird dieses zusammen mit im Spalt vorhandenen Partikeln in ein *Plasma* überführt [Per16; Per17].

2.3.4 Prozessleuchten

Häufig wird während des Kollisionsschweißprozesses ein helles Licht aus dem Kollisionsspalt emittiert, das als *Prozessleuchten* bezeichnet wird und bereits bei den ersten Untersuchungen des Prozesses beobachtet wurde [Wal53]. Dessen Ursprung ist auf mehrere physikalische Phänomene zurückzuführen. Die Kompression des Gases im Kollisionsspalt kann wie in Abschn. 2.3.3 aufgeführt in der Entstehung eines leuchtenden Plasmas resultieren. Dies wurde durch Versuche mit keramisch beschichteten Fügepartnern und Versuchen in unterschiedlichen Gasatmosphären nachgewiesen [Pab19]. Darüber hinaus können sowohl Jet als auch Partikelwolke eine hohe Wärmeenergie mit sich führen, worauf im Folgenden näher eingegangen wird, und somit glühen. Darauf deuten Versuche bei niedrigem Druck bis zum Feinvakuum hin, die zudem einen Einfluss des Umgebungsdrucks auf das Prozessleuchten nachweisen und somit die Entstehung durch Gaskompression stützen [Pab16; Pab19; Bel21b]. Ferner beweist Pabst, dass es zu einer exothermen Reaktion der Partikel aus Grundmaterial mit dem Sauerstoff der Luft kommen kann [Pab19]. Ebenso zeigt sich ein Einfluss der beteiligten Fügepartner durch deren Werkstoffpaarung und Oberflächenbeschaffenheit auf die

Emissionsstärke, Dauer und Farbe des Prozessleuchtens [Pab19; Bel20*]. Außerdem haben die Prozessparameter einen Einfluss auf die Eigenschaften des Prozessleuchtens [Nie20*], weshalb Bellmann et al. dieses zur Beurteilung des Schweißergebnisses nutzen [Bel16a].

2.3.5 Temperaturentwicklung in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt

Obwohl das Kollisionsschweißen als Kaltschweißverfahren gilt und sich der Gesamtverbund während des Fügevorgangs in der Regel nur um wenige Kelvin erwärmt, können lokal in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt kurzfristig Temperaturen von mehreren Tausend Kelvin auftreten. Folgende Ursachen, welche sich teils gegenseitig beeinflussen, sind bisher bekannt: Durch den hohen Druck in der Kollisionszone erfolgen in sehr kurzer Zeit große plastische Deformationen, die zu einer annähernd adiabaten Erwärmung führen [Zak71; Kha14; Bat17; Kha22]. Der größte Anteil der Wärme konzentriert sich dabei in einem Bereich von wenigen Mikrometern Abstand zur Kontaktfläche, welcher deutlich schmaler als der Bereich der gesamten plastischen Deformation der oberflächennahen Schichten ist [Kha22]. Gegenüber dem Grundmaterial treten je nach Materialkombination und Prozessparameter Abkühlgeschwindigkeiten in Größenordnungen von $10^6 - 10^{13} \text{ K s}^{-1}$ auf [Bat17; Li20a; Kha22]. Auch wenn laut Bataev et al. die konvektive Wärmeabgabe an das Umgebungsmedium vernachlässigbar ist [Bat17], sind aus dem Verdichtungsstoß des Mediums im Spalt bereits dort sehr hohe Temperaturen zu erwarten. Diese können zu einer Erwärmung und Aktivierung der Fügepartneroberflächen führen, die noch nicht am Kollisionsvorgang teilgenommen haben [Kha14; Per17]. Der Jet führt sowohl kinetische und thermische Energie aus der Kollisionszone ab [Cow63; Pai94; Lys15]. Werden von ihm größere abgelöste Anteile wieder eingeschlossen, kann die dort gespeicherte Wärme zur Bildung lokaler Schmelztaschen führen [Cow63; Böh19; Li20b]. Zudem erwärmt sich die Partikelwolke bei kleinen Kollisionswinkeln auf bis zu 8000 K, bei welchem die Partikel in einen Metaldampf überführt werden und bereits die Oberflächen der Fügepartner vor der Kollisionszone bis zum Aufschmelzen erwärmen können [Bel21b]. Verantwortlich für derart hohe Temperaturen sind die Wärme des komprimierten Mediums im Spalt sowie die Gasreibung aber auch deren Interaktion mit den Grenzflächen der Fügepartner sowie mögliche exotherme Reaktionen der Partikel [Der74; Bel19b; Pab19; Bel21b].

Wie sich die hohen Temperaturen auf die Ausbildung und die Eigenschaften der Verbindung auswirken, wird in den folgenden Abschnitten behandelt. Hinsichtlich der plastischen Deformation und der Jetbildung gehen viele Autoren davon aus, dass die adiabate Erwärmung in der Kollisionszone zu adiabaten Scherinstabilitäten führen und somit die plastische Deformation durch eine Abnahme der Fließgrenze begünstigen [Nas16; Bat19; Li20a; Yan21]. Schumacher et al. können durch eine Erwärmung des Targets aus Stahl auf 200 °C die untere Grenze des Schweißens zu niedrigeren Kollisionsgeschwindigkeiten verschieben [Sch19b]. Es ist daher anzunehmen, dass es Prozessbereiche gibt, in denen die im Spalt herrschenden Temperaturen die Verbindungsbildung durch ein Herabsenken der Fließgrenze der noch nicht kollidierten Grenzflächen zusätzlich begünstigen. Durch den Ausstoß des Jets und der Partikelwolke wiederum wird die Wärme anteilig in den Spalt zurückgeführt. Für Bataev et al. ist zudem ein Jet aus teilweise oder vollständig aufgeschmolzenem Material denkbar [Bat19]. Jedoch kann ein zu hoher Wärmeeintrag in die Grenzflächen zu einem übermäßigen Aufschmelzen führen, sodass entweder aufgrund des unvollständigen Wiedererstarrens beim Eintreffen der Entlastungszugwelle keine Verbindung entsteht oder sich im Falle von artungleichen Fügepartnern große, spröde intermetallische Phasen bilden, die zu einem frühzeitigem Versagen der Verbindung führen können [Lys03; Wit73; HG17].

Ferner ist zu berücksichtigen, dass sich die Zustände im Spalt über den Kollisionsvorgang ändern. So akkumuliert sich die Partikelwolke mit fortschreitender Kollision [Bel21b]. Auch die Kompression des Gases im Spalt und damit dessen Temperatur nehmen während der Kollision kontinuierlich zu [Kha14; Kha21]. Es ist daher davon auszugehen, dass der Kollisionsschweißprozess selbst bei konstanten Prozessparametern instationär ist und sich dies auch im Fügeergebnis widerspiegeln kann.

2.4 Mechanismen der Verbindungsbildung

Zur Ausbildung der stoffschlüssigen Verbindung beim Kollisionsschweißen gibt es aufgrund der Vielzahl der möglichen Kombinationen artgleicher und artungleicher Metalle eine Reihe an Untersuchungen und Modellen der wirkenden Mechanismen, die eine Verbindungsbildung in fester und/oder flüssiger Phase beschreiben. Grundsätzlich muss für die Ausbildung einer metallischen Bindung das reine Grundmaterial der Fügepartner in Kontakt gebracht

werden. Dies wird bei Metallen typischerweise durch die zuvor beschriebenen Grenzschichten verhindert. Zakharenko formuliert daher ein allgemeines Modell mit drei Schritten zur Verbindungsbildung in fester Phase [Zak78]:

1. Die Grenzschicht auf den Oberflächen muss ausreichend entfernt oder ausgedünnt werden. Dies kann durch Diffusionsvorgänge infolge eines Aufheizens, durch mechanische Reinigungsvorgänge oder durch eine erhebliche plastische Deformation erfolgen.
2. Zwischen den zu fügenden Oberflächen muss ein ausreichend hoher Druck erzeugt werden, der höher als ein kritischer Grenzwert ist, um die mikroskopischen Unebenheiten einzuebnen und einen möglichst flächigen physischen Kontakt zwischen den Oberflächen zu gewährleisten.
3. Den Atomen der oberflächennahen Schichten muss eine zusätzliche Aktivierungsenergie zugeführt werden, um deren Interaktion zu initiieren. Diese Aktivierungsenergie kann z.B. thermisch eingetragen werden.

In den Modellen zum Schweißen in fester Phase wird daher der Jet notwendig zur Initiierung der Verbindungsbildung angesehen [Cow63; Cro68; Der74]. Zakharenko zeigt jedoch, dass sich durch eine dem Kollisionsschweißprozess vorgelagerte thermische Entfernung der Oxidschichten Verbindungen auch unterhalb der sonst notwendigen Kollisionsgeschwindigkeiten erzielen lassen [Zak78].

Die Notwendigkeit des Drucks zur Herstellung des Kontakts werden durch Untersuchungen zum Kaltgasspritzen bestätigt, bei denen Partikel aus Gold, das als Edelmetall keine natürliche Oxidschicht aufweist, auf ein Substrat aus Gold geschweißt werden. Allerdings muss zum Anhaften der Partikel die Kollisionsgeschwindigkeit hoch genug gewählt werden, da die Partikel sonst nur von der Oberfläche abprallen. Ob der hierbei entstehende Jet in diesem Falle wirklich notwendig oder nur ein Nebeneffekt aus der Generierung des notwendigen Drucks ist, lässt sich nicht differenzieren. [HG19]

Ein alternativer Ansatz beim EXW zur Entfernung der Grenzschichten und Aktivierung des Grundmaterials unterhalb des Grenzwinkels, welcher zur Bildung eines Jets notwendig ist, wird durch Pervukhin und Pervukhina formuliert. Das im Kollisionsspalt entstandene Plasma (Abschn. 2.3.3) strömt an den Fügepartnern entlang und interagiert hinter dem Verdichtungsstoß mit den Oberflächen der Fügepartner, wodurch die Grenzschichten ablatiert

werden. Darüber hinaus kann sich in Folge der hohen Temperaturen auf den Grenzflächen eine flüssige Schicht durch Aufschmelzen der Rauigkeitsspitzen bilden. Wird diese in die Gasströmung im Spalt gezogen, bildet sich dort ein auf Metaldampf basierender Plasma-Jet. In beiden Fällen werden den Oberflächen der Fügepartner die nötige Aktivierungsenergie zur Verbindungsbildung in fester Phase zugeführt. [Per17]

Der zugrundeliegende Mechanismus der Verbindungsbildung in fester Phase resultierend aus der Aktivierung der Atome ist noch nicht vollständig geklärt. Viele Autoren vertreten die These, dass nach der Reinigung der Oberflächen die Metallatome infolge des wirkenden Drucks in einen Kontakt auf atomarer Ebene mit einer Distanz < 1 nm gezwungen werden [Lys03; Wro10a; Fen19]. Dass hohe Drücke zu einem Ansteigen der Übergangstemperatur zur flüssigen Phase führen, mag den Stoffschluss in fester Phase begünstigen, indem die hohen Temperaturen in der Kollisionszone eine hohe Aktivierungsenergie bereitstellen, ohne ein Aufschmelzen hervorzurufen [Fen19]. Bei artungleichen Verbindungen ist die Rolle der Diffusion umstritten. Einige Untersuchungen schließen diese aus, da die Zeiten hohen Drucks zu kurz sind [Ham84; Onz97] laut [Akb05]. Wronka dagegen sieht durch die Interaktion des Gefüges mit den Stoßwellen günstige Bedingungen für Diffusion gegeben: durch die Druckwelle bilden sich Versetzungskeime und komplexe Unterstrukturen, während durch die Entlastungswelle gerichtete Diffusion entlang von Versetzungskanälen und Korngrenzen stattfindet [Wro10a].

Ein Modell zum Schweißen in flüssiger Phase beschreiben Bellmann et al. für das EMPS [Bel19b; Bel21b]. Auch hier findet der Kollisionsvorgang maßgeblich bei kleinen Kollisionswinkeln unterhalb der Grenze zur Ausbildung eines Jets statt. Die Aktivierung der Oberflächen erfolgt stattdessen über eine Partikelwolke, die sich ab einer Mindestkollisionsgeschwindigkeit beim ersten Kontakt der Fügepartner ausbildet und aus homogenen Partikeln geringer Größe besteht. Aufgrund des kleinen Spaltvolumens und der hohen Kollisionspunktgeschwindigkeit wird die Partikelwolke stark komprimiert und infolge der Gasreibung und durch die Reibung der Partikel untereinander stark aufgeheizt. Dadurch wird sie in einen feinen Metaldampf überführt, welcher die Oberflächen der Fügepartner aktiviert und es kommt zum Aufschmelzen der obersten Schichten. Hierbei werden die Grenzschichten analog zum Schmelzschweißen entweder mit in der Schmelze gelöst oder durch den Materialstrom abgeführt. Entscheidend für die Verbindungsbildung ist, dass der Kontakt der zu fügenden

Oberflächen entsprechend schnell und unter einem gewissen Druck stattfindet. Anderenfalls erstarren die flüssigen Schichten wieder, bevor sich eine Verbindung ausgebildet hat. Erfolgreiche Verschweißungen mit dieser Methode im Vakuum zeigen, dass für das Aufheizen der Partikel die Reibung untereinander ein entscheidender Faktor und der Prozess nicht alleine auf die Kompression des Gases im Kollisionsspalt angewiesen ist. Der Vorteil des hier beschriebenen Ansatzes ist, dass die Verbindungsbildung bei niedrigeren Kollisionsgeschwindigkeiten und somit niedrigeren Beanspruchungen der Spulenwerkzeuge erfolgt. Durch die exotherme Reaktion von Nickel-Zwischenschichten auf der Targetoberfläche kann die untere Prozessgrenze weiter abgesenkt werden.

Aber auch Mischformen der Verbindungsbildung in fester und flüssiger Phase sind je nach Prozessparameter und Werkstoffpaarung möglich [Fen19; Cui20b]. Zudem ist es denkbar, dass alle drei Formen der Verbindungsbildung während eines einzigen Kollisionsschweißvorgangs auftreten, insbesondere bei den Verfahren mit instationären Prozessparametern. Auf die resultierenden besonderen Gefügestrukturen, die sich beim Schweißen in fester aber auch in flüssiger Phase in der Fügezone bilden können, wird in Abschn. 2.6.2 eingegangen.

2.5 Energiebilanz

Durch das Aufstellen der Energiebilanz lassen sich Erkenntnisse über die Energieströme und somit die Vorgänge innerhalb eines Systems erzielen. Petushkov et al. formulieren erstmalig eine Energiebilanz für das EXW ausgehend von der kinetischen Energie des Flyers W_0 :

$$W_0 = W_1 + W_2 + W_3, \quad (2.8)$$

wobei W_1 die kinetische Energie des Verbunds nach der Kollision, W_2 der Anteil der Energie, der in die plastische Deformation der Kollisionszone fließt, und W_3 der Anteil der Energie zur Bildung des Jets ist. Die Anteile setzen sich dabei wie folgt zusammen:

$$W_0 = \frac{m_f \cdot v_i^2}{2}, \quad (2.9)$$

$$W_1 = \frac{m_f^2 \cdot v_i^2}{2(m_f + m_t)} = \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} \cdot v_i^2, \quad (2.10)$$

$$W_2 = \frac{m_f \cdot m_t}{2(m_f + m_t)} \cdot v_i^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{v_c}{c_s} \right)^2 \right] = \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} \cdot v_i^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{v_c}{c_s} \right)^2 \right], \quad (2.11)$$

$$W_3 = W_2 \frac{v_c^2}{c_s^2 - v_c^2} = \frac{m_f \cdot m_t}{2(m_f + m_t)} \cdot v_i^2 \cdot \left(\frac{v_c}{c_s} \right)^2 = \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} \cdot v_i^2 \cdot \left(\frac{v_c}{c_s} \right)^2, \quad (2.12)$$

wobei m_f und m_t die Massen von Flyer und Target sind und \tilde{m} deren spezifische Masse ist. Diese ist definiert als:

$$\tilde{m} = \frac{m_f \cdot m_t}{2(m_f + m_t)} = \frac{\rho_f \cdot \delta_f \cdot \rho_t \cdot \delta_t}{2(\rho_f \cdot \delta_f + \rho_t \cdot \delta_t)}, \quad (2.13)$$

wobei δ_f und δ_t die Blechdicken von Flyer und Target sind. Der Zusammenhang der Anteile W_2 und W_3 über das Verhältnis $\left(\frac{v_c}{c_s} \right)^2$ ist als empirische Größe hergeleitet. Zusammenfassend berücksichtigt die obige Formulierung der Energiebilanz somit sowohl technische Parameter aus dem initialen Aufbau als auch dynamische Parameter des Prozesses. [Pet95]

Lysak und Kuzmin wählen einen erweiterten Ansatz, bei welchem sie die in dem Sprengstoff enthaltene Energie W_E auf die kinematischen Bedingungen der Kollision und der physikalischen Vorgänge während des Prozesses aufteilen:

$$\begin{aligned} W_E &= W_p + W_d \\ &= (W_h + W_b + W_{dE}) + W_1 + (W_{2c} + W_{2p} + W_{2d}) + (W_{3k} + W_{3t}) + W_d, \end{aligned} \quad (2.14)$$

wobei W_p der Energieanteil ist, der in das System des geschweißten Verbundes fließt und W_d der Anteil ist, der durch die Explosion aus dem System dispergiert. W_h ist die in den Flyer eingetragene Wärme durch die Explosion. W_b ist die Umformarbeit, welche aus dem Abrollvorgang des Flyers resultiert. W_{dE} beschreibt die weitere Dissipation in der Interaktion zwischen Flyer und Sprengstoff. W_1 ist die verbleibende kinetische Energie im System der Fügepartner. Die Anteile von W_2 beschreiben die Deformationsvorgänge in der Kollisionszone, wobei W_{2c} die Arbeit zum Einebnen der Oberflächenmikrostruktur, W_{2p} die Umformarbeit in der Kollisionszone in Form von Scherung und Wellenbildung (siehe Abschn. 2.6.2) und W_{2d} die Energiedissipation durch Stoßwellen repräsentiert. Die kinetischen und thermischen Komponenten des Jets bilden W_{3k} und W_{3t} ab. [Lys15]

Lysak und Kuzmin sehen den Energieanteil W_2 mit Bezug auf das Modell von Zakharenko als den wichtigsten im System des Kollisionsschweißens. Denn dieser löst im Falle einer Verbin-

dungsbildung in fester Phase die inneren Vorgänge zur Ausbildung der (inter)metallischen Bindung aus, indem die oberflächennahen Atome durch hohe lokale plastische Deformation aktiviert werden. W_2 ist somit als eine Erweiterung der hydrodynamischen Beschreibung der Kollision um die inneren metall-physikalischen Vorgänge der Verbindungsbildung zu verstehen. Zudem ermöglicht dieser Ansatz neben den Prozessparametern auch die Masse der Fügepartner in das Modell der Verbindungsbildung und der resultierenden Eigenschaften zu integrieren. [Lys12]

Bei den Untersuchungen der Auswirkungen von W_2 in Experimenten mit Fügepartnern aus Stahl und Kupfer, bei denen der Energieanteil durch nicht näher beschriebene kalorische Messungen ermittelt wurde, zeigt sich demnach eine gute Übereinstimmung bezüglich einer Steigerung der spezifischen Masse und dem Fügeergebnis in Form größerer Wellenbildung, mehr lokalen Aufschmelzungen und höherer Verbundfestigkeit. Schwieriger ist der Einfluss geänderter Prozessparameter insbesondere für die Steigerung von v_c bei gleichbleibenden v_i und einem Verhältnis von $v_c/c_s > 0,7$ zu interpretieren. Oberhalb dieses Verhältnisses kommt es zu einer starken Abweichung zwischen Experiment und Berechnung. Statt einer Abnahme nach Gl. 2.11 erreicht W_2 einen konstanten, für jede v_i spezifischen Wert. Die Ursache können die Autoren nicht benennen. Jedoch bedeutet eine Erhöhung von v_c bei gleichbleibendem v_i , dass der Kollisionswinkel verkleinert werden muss und der kritische Grenzwinkel des Jets unterschritten wird (Abschn. 2.3.1). Allerdings ist davon auszugehen, dass bei ausbleibender Jetbildung sich die Unteranteile von W_2 stark ändern. Deren quantitative Bestimmung wird in der weiteren Untersuchung nicht vorgenommen, aber angemerkt, dass im supersonischen Bereich der Anteil von W_{2d} deutlich höher als im subsonischen Bereich sein müsste. Dort ist der Fluss des Metalls in der Kollisionszone dominant und der Unteranteil W_{2p} wächst mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit. [Lys15]

Die Bestimmung des Energieanteils des Jets nach Gl. 2.12 beruht auf dem hydrodynamischen Ansatz für inkompressible Fluide nach Birkhoff. Da dieser nicht für hohe Kollisionspunktgeschwindigkeiten respektive kleine Kollisionswinkel zutrifft, formulieren Lysak und Kuzmin einen alternativen Zusammenhang, der neben der kinetischen Energie des Jets zusätzlich dessen gespeicherte Wärme berücksichtigt:

$$W_3 = W_{3k} + W_{3t} = \frac{1}{2} \cdot m_j \cdot v_j^2 + m_j \cdot c \cdot \Delta T = m_j \cdot \left(\frac{v_j^2}{2} + c \cdot \Delta T \right), \quad (2.15)$$

wobei sie die Masse des Jets m_j experimentell durch die Messung der Dicke des durch ihn abgetragenen Materials bestimmen und c die spezifische Wärmekapazität und ΔT die Temperaturdifferenz sind [Lys15]. Die Jetgeschwindigkeit kann nach Deribas empirisch durch

$$v_j = (1,05 \dots 1,3) \cdot v_c \quad (2.16)$$

ermittelt werden [Der80] laut [Lys15]. Anhand dieser hohen Geschwindigkeiten und der begrenzten atomaren Wärmekapazität von Festkörpern mit $25 \text{ J g}^{-1} \text{ K}^{-1}$ schlussfolgern die Autoren, dass die thermische Komponente des Jets deutlich geringer sein muss als die kinetische. [Lys15]

Allerdings berücksichtigt die erweiterte Energiebilanz nicht die Anteile der physikalischen und chemischen Vorgänge im Spalt. Dies sind insbesondere die dortige Kompression des Mediums und der Partikelwolke [Per17; Bel21b]. Zudem wird nach neuesten Erkenntnissen der Anteil des Abtransports der Wärme durch Jet und Partikelwolke sowie dessen thermische Interaktion mit der Atmosphäre im Spalt sowie den Fügepartneroberflächen vor der Kollisionszone unterschätzt [Bel20*; Nie20*; Gro21*]. Außerdem können disperse Partikel des Jets wieder in die Kollisionszone geraten und dort die gespeicherte Energie in Form von Wärme freigeben, was zu lokalem Aufschmelzen führen kann [Cow63; Li20b]. Ferner können exotherme Reaktionen der ausgestoßenen Metallpartikel im Spalt auftreten, die einen signifikanten Wärmeeintrag in den Prozess bedeuten und noch keine Berücksichtigung in der Energiebilanz finden [Pab19].

2.6 Erscheinungsbild und Eigenschaften der Verbindung

Der Prozess des Kollisionsschweißens beeinflusst den Gesamtverbund hinsichtlich der Anforderungen an die Gestaltung im Vorfeld des Kollisionsvorgangs sowie durch dessen prozessspezifische Auswirkungen infolge der plastischen Deformation der Fügepartner. Zudem führen die auftretenden Phänomene zu einem einzigartigen Erscheinungsbild der *Fügezone* (FZ), welche die verbundenen Bereiche im Übergang der beiden Fügepartner beschreibt und spezifische Gefügeeigenschaften in verschiedenen Größenordnungen aufweist. Diese pro-

zesstypischen Merkmale und die resultierenden technischen Eigenschaften der Verbindung werden im Folgenden beschrieben.

2.6.1 Anforderungen und Auswirkungen der Kollision auf den Gesamtverbund

Die Verfahren des Kollisionsschweißens beruhen auf einer Relativbewegung zwischen den Fügepartnern, welche bei der Gestaltung des Verbunds zu berücksichtigen ist. So muss zwischen den Fügepartnern grundsätzlich eine Überlappung der Verbindungsstelle bestehen, wobei sich der Materialabschnitt von mindestens einem der Fügepartner frei oder durch einen Umformvorgang bewegen lassen muss. Zu dessen Beschleunigung ist die Zuführung einer der in Abschn. 2.2 beschriebenen Energieformen in den meisten Fällen über die Rückseite des sich bewegenden Fügepartners zu gewährleisten.

Neben der gewünschten plastischen Deformation des Flyers in Form der Abrollbewegung kann es zu unerwünschten Deformationen der Fügepartner infolge der Kollision kommen. Beim EMPS ist dies insbesondere der Fall, wenn der Querschnitt des stationären Fügepartners als dünnwandige Hohlstruktur (z.B. Rohr) gestaltet ist [LA19; Fae20]. Durch die Verwendung von Kernen kann übermäßigen Verformungen, die auch das Fügeergebnis beeinträchtigen können, entgegengewirkt werden [LA19]. Jedoch erhöht sich damit der Aufwand des Fügeprozesses. Eine Optimierung der Kollisionsbedingungen kann die gegensätzlichen Anforderungen zur Ausbildung der Verbindung und Deformation des Targets ausgleichen [Fae20]. Dafür sind jedoch genaue Kenntnisse zu den Kollisionsbedingungen und den Bereichen der Verbindungsbildung notwendig. Zusätzlich ist beim EMPS zu beachten, dass bei einer Fixierung des Flyers oder nur einer lokalen Umformung dieser in der Beschleunigungsphase ausdünnen kann [Kwe16], was keinen direkten Einfluss auf das Fügeergebnis aber auf die Beanspruchbarkeit des Gesamtverbunds hat.

Durch die Kollision unter hohen Geschwindigkeiten treten Druckwellen in den Fügepartnern auf, die sie durchwandern und mit deren Rückseiten interagieren [Bla83]. Dies kann einerseits zu Spallation der Rückseite führen [Mur83; Zha08]. Andererseits werden die Druckwellen dort als Zugentlastungswelle reflektiert, was entweder zur Schädigung der Verbindung durch die einwirkenden Spannungen führen oder, wenn die Verbindungsbildung in flüssiger Phase

erfolgt und die Entlastungswellen vor Erstarren der aufgeschmolzenen Bereiche eintrifft, die Verbindung komplett verhindern kann [Bla83; Lys03].

Bei der Wahl der Werkstoffpaarung ist zu beachten, dass für den bewegten Fügepartner der Werkstoff der geringeren Dichte verwendet wird. Sonst kann es z.B. im Falle von Kupfer als Flyer und Aluminium als Target zu Oberflächenzerrüttung des Aluminiums bei der Kollision kommen, wodurch bei mechanischer Belastung ein vorzeitiges Versagen des Aluminiums im verbindungsnahe Bereich auftritt. Außerdem können in diesen Bereichen aufgrund der hohen plastischen Deformationen Scherrisse auftreten [Li20c]. Darüber hinaus können infolge der lokalen wirkenden hohen mechanischen Spannung und der wirkenden Temperaturen Eigenspannungen im Verbund verbleiben, welche zu einem früheren Versagen bei statischer oder wechselnder Belastung führen. [Car75; Bla83]

2.6.2 Ausbildung der Fügezone

Die während des Kollisionsschweißvorgangs entstandene Fügezone weist charakteristische Strukturen verschiedener Größenordnungen auf, die Song et al. für sprenggeschweißte Verbunde von Titan und Stahl beschreiben und deren Unterteilung in Abb. 2.3 sich grundsätzlich auf artungleiche und auch mit Einschränkungen auf artgleiche kollisionsgeschweißte Verbunde übertragen lässt [Son11]:

1. Der Übergangsbereich beider Fügepartner vom Grundmaterial hin zur Fügezone ist auf *Makroebene* zunehmend von der hohen plastischen Deformation der Jetbildung (Abschn. 2.3.1) gekennzeichnet. Typischerweise treten je nach Werkstoff in Richtung der Fügezone geänderte Gefügestrukturen wie verlängerte Körner, Zwillingsbildung, adiabate Scherbänder und Kornfeinung auf.
2. Das prägnante Merkmal der *Mesoebene* ist, dass die Fügezone abhängig von Prozess- und Werkstoffparametern Wellen unterschiedlicher Form und Größe ausbilden kann, deren Bildungstheorien im Folgenden näher beschrieben werden.
3. In der *Mikroebene* werden Zwischenschichten sichtbar, die aus einem partiellen Aufschmelzen und Wiedererstarren resultieren. Im Falle von artungleichen Paarungen können dabei komplexe intermetallische Nicht-Gleichgewichtsphasen (IMP) entstehen.

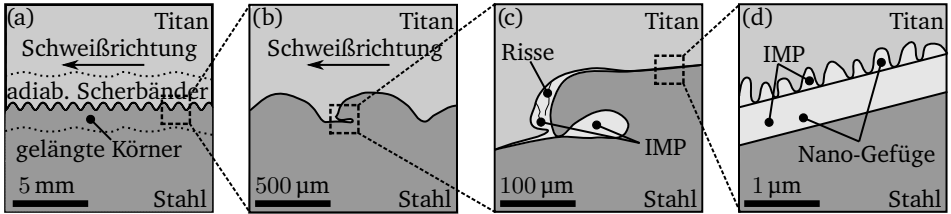


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung der Gefügestruktur einer Sprengschweißverbindung von Titan und Stahl auf Makroebene (a), Mesoebene (b), Mikroebene (c) und Nanoebene (d) in Anlehnung an [Son11] und deren Adaption [Bel21b].

Je nach Prozessparametern bilden sich durchgehende Schichten oder lokale Einschlüsse. Diese können mikroskopische Schwindungsrisse aufweisen. Außerdem kann es durch die hohen Temperaturgradienten zu Rekristallisations- und Erholungsgefügen des fügezonennahen, nicht aufgeschmolzenen Bereichs kommen.

- Die Druck- und Temperaturbedingungen werden als günstig zur direkten interatomaren Verbindung beider Metalle beschrieben. Darauf deutet in der *Nanoebene* eine dünne Reaktionsschicht hin, die infolge der extremen thermodynamischen Bedingungen durch mechanische Legierungsbildung und Festphasenreaktionen entstanden ist. Auf deren Struktur und die Gefügestruktur allgemein wird ebenfalls nachfolgend eingegangen.

Modelle zur Wellenbildung

Die Ursachen der wellenförmigen Ausbildung der Fügezone beim Kollisionsschweißen sind Teil einer kontrovers geführten Debatte über mehrere Forschungsgenerationen hinweg, welche noch nicht abschließend beantwortet ist [Abr61; Bah67; Hun68; Cow71; God73; Rei74; Pai06; BA10; Yan21]. Die verschiedenen Theorien lassen sich entsprechend ihrer zugrundeliegenden Mechanismen in folgende Kategorien einordnen:

- Vertiefungsmechanismus:** Dieses Modell beschreibt die Wellenbildung durch das Einwirken des Flyers und die Ausbildung von Vertiefungen und Buckeln in der Kollisionsfläche des Targets [Abr61; Bah67]. Jedoch ist dies eine rein qualitative Beschreibung des

möglichen Mechanismus', der nicht auf ein physikalisches Phänomen zurückgeführt und somit auch nicht mit Prozess- und Werkstoffeigenschaften verknüpft wird.

2. *Stoßwellen*: In diesem Modell erfolgt die Wellenbildung durch Stoßwellen, die bei der Kollision entstehen und nach der Reflexion an den Rückseiten der Fügepartner an den Grenzflächen miteinander interagieren [God73; ES75; Jar87]. Andere sehen die Stoßwellen dagegen in der Rolle des Auslösers zur Wellenbildung, die wiederum auf fluidischen Vorgängen beruht, die im Folgenden beschrieben werden [BA10].
3. *Fluidische Mechanismen*: Der Ansatz fluidischer Mechanismen als Ursache der Wellenbildung beruht auf den hydrodynamischen Bedingungen der Jetbildung (Abschn. 2.3.1). Jedoch ist der tatsächlich ursächliche Mechanismus umstritten. Häufig genannt werden:
 - a) *Kelvin-Helmholtz-Instabilität*: Bei diesem Phänomen führen unterschiedliche tangentiale Grenzflächen-Geschwindigkeiten zweier paralleler Strömungen zu Verwirbelungen [Hun68; Rei74; BA10]. Demnach müsste sich die Wellenbildung auf asymmetrische Kollisionen beschränken. Jedoch treten auch Wellen auf, wenn Flyer und Target in symmetrischer Konfiguration kollidieren [Cow63; Onz75].
 - b) *Rayleigh-Taylor-Instabilität*: Pelz und Kuhr zeigen, dass die senkrecht kollidierenden Grenzflächen zweier Medien bei einem unelastischen Stoß immer instabil sind, auch wenn beide Medien die gleiche Dichte besitzen. Dazu verallgemeinern sie den Ansatz der Rayleigh-Taylor-Instabilität für den Fall, dass die beiden Medien in einem kurzem Zeitraum nach der Kollision unterschiedliche Beschleunigungen erfahren. [Pel18]
 - c) *Kármánsche Wirbelstraße*: Diese Theorie beschreibt die Bildung von drehrichtungswechselnden Wirbeln eines Fluids nach dem Umströmen eines Hindernisses. Cowan et al. entwickelten eine spezifische Reynoldszahl abhängig von den Materialeigenschaften zur Vorhersage der Geschwindigkeitsbereiche, in dem Wellen auftreten, und einen analytischen Ansatz zur Vorhersage von deren Dimensionen [Cow71]. Dabei werden weder die Entstehung einer zufällig langen, wellenfreien Einlaufzone ebenso wenig wie der Einfluss des Kollisionswinkels berücksichtigt, wobei letzterer jedoch nachgewiesen ist [Akb05; Lys12].

d) *Darrieus-Landau-Instabilität*: Bei diesem Phänomen wird laut Pai et al. das Verhalten einer stationär strömenden Flüssigkeit auf eine Störung anhand der Reynoldszahl nach [Cow71] in drei Bereiche aufgeteilt [Pai06]: bei kleinen Reynoldszahlen werden Auswirkungen von Störungen gedämpft; bei großen Reynoldszahlen ist dies nicht möglich und Wellen entstehen. Dazwischen existiert ein metastabiler Bereich, in dem kleine Störungen Wellen initiieren können [Pai06]. Dieser Ansatz ergänzt die oben genannten Theorien hinsichtlich des Übergangsbereichs und der auftretenden partiellen Wellenbildung über die Fügezone. Dennoch fehlt auch hier der Bezug zum Kollisionswinkel und die Vorhersage der Wellenform.

4. *Dynamische Verfestigung*: Nach dem mechanisch-physikalischen Ansatz nach Petushkov erfolgt aus der schrägen Kollision ein wechselseitiges Eindringen der Metalle ineinander. Dabei treten unterschiedliche Dehnungen und Dehnraten auf, die wiederum zu unterschiedlichen Erhöhungen der dynamischen Festigkeiten und zu stetig wechselnden mechanischen Gleichgewichtszuständen führen, welche für die periodische Wellenbildung verantwortlich sind. Diese Theorie berücksichtigt jedoch nur die Entstehung sinusförmiger Wellen und nicht die Ausbildung von Wirbeln mit Schmelztaschen. Zudem ist die Bestimmung der Materialkennwerte in dem relevanten Dehnratenbereich von $10^5 - 10^6 \text{ s}^{-1}$ nicht ohne Weiteres möglich, weshalb eine experimentelle Bestätigung der Theorie noch aussteht. [Pet00]

Inwieweit sich die Wellenbildung auf die Verbindungseigenschaften auswirkt, ist umstritten. Während ihr Auftreten häufig mit günstigen Verbindungseigenschaften hinsichtlich Festigkeit verknüpft wird [Car75], erreichen Inal et al. sowohl für glatte als auch wellige Verbindungen hohe Verbundfestigkeiten [Ina85]. Des Weiteren zeigen sie, dass eine Erhöhung des Energieeintrags zur Wellenbildung führt und gleichzeitig durch die Bildung von intermetallischen Phasen die Festigkeit abnimmt [Ina85]. Diese und ähnliche von Lysak et al. gewonnene Erkenntnisse [Lys03] legen im Kontext der bisherigen Ausführungen nahe, dass die Wellenbildung eine prozess- und werkstoffabhängige Begleiterscheinung ist, die im günstigsten Fall zu viel eingebrachte Energie durch plastische Deformation abbaut und so ein übermäßiges Aufschmelzen der Fügezone sowie naher Bereiche verhindert (Abschn. 2.8).

Gefügestruktur der Fügezone und fügezonennaher Bereiche

Der Übergangsbereich des Grundmaterials zur Fügezone ist durch den Materialfluss der Jetbildung geprägt. So nehmen Veränderungen des Gefüges z.B. in Kollisionsrichtung verlängerte Körner zur Fügezone hin zu [Ham84; Zha08; Son11]. Zudem kommt es bei manchen Metallen wie Titan und Kupfer zur vermehrten Zwillingsbildung und zur Ausbildung von adiabaten Scherbändern [Son11; Lee20]. Ferner existieren Bereiche mit Kristallerholung, in denen ein Spannungsabbau bis hin zu spannungsfreien Körnern stattfindet [Pau20b; Yan21].

Die Fügezone selbst unterscheidet sich in ihrer Struktur wiederum stark vom restlichen Gefüge und weist verschiedene, teilweise gleichzeitig auftretende Ausprägungen auf. So entstehen lokale, häufig in den Wellentälern konzentrierte, aber auch großflächige Zwischenschichten, die durch ein Aufschmelzen der Grenzflächen gebildet wurden. [Ham84; Rao15; Pau20a; Li20a; Yan21]. Im Falle von artungleichen Paarungen weist diese Schicht teils grundlegend verschiedene intermetallische Phasen auf, die sich in ihren mechanischen Eigenschaften sowohl untereinander als auch vom Grundmaterial unterscheiden [Rao15; Cui20b]. Nimmt deren Dicke durch mehr Energieeintrag W_2 zu, sind die Schichten ebenso wie bei artgleichen Verbindungen geprägt von Defekten wie Poren oder Schwindungsrissen [Lys03; Cui20b]. Zudem kann es dort zu Einschlüssen von Bestandteilen des Jets und der Partikelwolke kommen [Cow63; Wro10b; Böh19; Cui20a]. Sind diese Bestandteile groß genug, können sie aufgrund der in ihnen gespeicherten Wärmeenergie Aufschmelzungen verursachen [Cow63; Li20b]. In Bereichen ohne übermäßiges Aufschmelzen tritt häufig eine gerichtete Kornfeinung bis hin zur Bildung von ultrafeinkörnigem Gefüge auf, das entweder durch Aufschmelzen und sehr schnelles Wiedererstarren dünner Schichten infolge hoher Abkühlraten oder durch die hohe plastische Deformation und eine dynamische Rekristallisation entsteht [Zha10; Sha16; Pab19; Yan21]. Bei Betrachtung des Übergangsbereichs zwischen den Fügepartnern auf Nanoebene zeigen sich für unterschiedliche Metallpaarungen sehr dünne Reaktionsschichten, die metastabile Phasen mit unbekanntem kristallinen und auch amorphen Strukturen besitzen [Son11; Rao14; Ito16; Fan16; Bat17; Böh19; Fen19; Li20c; Pau20a]. Deren Entstehung ist noch ungeklärt, aber es ist anzunehmen, dass dieser Vorgang im unmittelbaren Zusammenhang mit der Verbindungsbildung steht (Abschn. 2.4). Einige Autoren vertreten die These, dass die amorphen Schichten durch eine Festphasen-Transformation infolge der extremen thermomechanischen Bedingungen entstehen, bei der es zur Verbindungsbildung durch

Festphasenreaktionen und Legierungsbildung kommt [Son11; Fan16]. Andere wiederum sehen sie als Folge von Aufschmelzen und Wiedererstarren mit sehr hohen Aufheiz- bzw. Abkühlgradienten [Ito16; Bat17; Böh19; Pau20a]. Vorstellbar ist, dass einer der beiden Mechanismen in Abhängigkeit der Werkstoff- und Prozessparameter dominiert. Bei den Verfahren mit instationären Prozessparametern können auch beide Mechanismen abschnittsweise innerhalb eines Fügevorgangs auftreten, wie die Veränderung der Gefügestruktur über deren Länge zeigt [Rao14; Li20c]. Es ist daher anzunehmen, dass die Reaktionsschichten insbesondere bei artungleichen Materialpaarungen essentiell für die Ausbildung einer stoffschlüssigen Verbindung sind, während die Strukturen in der Makro- und Mesoebene nur indirekt an der Verbindungsbildung beteiligt sind [Bel21b]. Diese können jedoch aufgrund auftretender Mikrorisse, spröder intermetallischer Phasen und Spannungsspitzen an den Übergängen unterschiedlicher Gefügestand zu einer Abnahme der Verbundfestigkeit und der Verbindungsqualität allgemein führen [Son11].

Gestalt und Größe der Fügezone

Wie sich die beschriebenen Mechanismen der Verbindungsbildung auf die Ausprägung der Fügezone hinsichtlich ihrer Gestalt und Größe auswirken, ist bisher in unterschiedlicher Tiefe erforscht. Beim EXW existieren wenige Untersuchungen zur flächigen Ausbildung der Fügezone. Allgemein lässt sich aus der Verfahrensanwendung interpretieren, dass die Fügepartner i.d.R. großflächig miteinander verschweißt werden [Car75; Cro82]. Chizari et al. untersuchen explizit die verbundene Fläche für verschiedene Flyer-Formen durch eine Reihe an Schliffbildern und zeigen für die typische Konfiguration bis auf die Randbereiche vollständig verschweißte Verbunde [Chi09]. Malakhov et al. bestimmen die lokale Verbundfestigkeit an verschiedenen Positionen für Verbunde einer Aluminium-Magnesium-Legierung mit Titan sowie austenitischem Stahl und weisen zwar einen vollflächigen Verbund nach aber mit sehr heterogen verteilten Festigkeiten [Mal20]. Generell zeigt sich beim EXW trotz konstanter Prozessparameter eine instationäre Ausbildung der Fügezone in Kollisionsrichtung [Man08; Sun20; Mal21], welche die Schlussfolgerung zur Instationarität in Abschn. 2.3.5 bekräftigt.

Beim EMPS dagegen steht die Ausbildung der Fügezone neben der Auswirkung instationärer Prozessparameter aufgrund der für eine hohe Verbundfestigkeit notwendigen verschweißten Flächen im Fokus. Meist wird hierzu die Länge der Fügezone im Schliiff bestimmt und sie

entsprechend ihres Erscheinungsbilds in Abschnitte unterteilt [Wat06; Kwe16; Psy17; Sar19; Cui20b; Bel21a]. Eine Korrelation der Verbundfestigkeit zur gefügten Fläche erfolgt aufgrund fehlender nichtzerstörender Messverfahren selten. Schumacher et al. entwickelten daher ein Verfahren basierend auf aktiver Thermographie und können damit sowohl die Gestalt als auch die Größe der Fügezone bestimmen [Sch18]. Sie stellen damit eine Abhängigkeit der Fläche von den Prozessparametern Entladestrom und Beschleunigungsabstand sowie einen linearen Zusammenhang zwischen Verbundfestigkeit und Fläche fest.

2.6.3 Technische Eigenschaften der Verbindung

Kollisionsgeschweißte Verbindungen besitzen i.d.R. hochwertige technische Eigenschaften. Dabei zeichnen sie sich insbesondere durch ihre hohe Verbundfestigkeit sowohl für artgleiche als auch artungleiche Metallpaarungen aus. Denn trotz einer lokal hohen Wärmeentwicklung in den Randschichten und im Kollisionsspalt entsteht aufgrund der hohen Abkühlraten anders als bei Schmelzschweißverfahren keine Wärmeeinflusszone [Car75; Bat17]. Somit tritt keine lokale Entfestigung auf, wodurch auch kaltverfestigte oder wärmebehandelte Werkstoffe ohne Beeinträchtigung gefügt werden können [Car75; Sch11]. Bei der Wahl der richtigen Prozessparameter erfolgt das Versagen bei quasistatischer Belastung im (schwächeren) Grundwerkstoff des Verbundes [Bla83; Aiz07; Kwe16; Mal21]. Die maximal erreichbare Verbundfestigkeit bei den instationären Verfahren hängt mit der zuvor beschriebenen Größe der Fügezone zusammen. Allerdings können sich die lokalen Festigkeiten der Verbindung stark unterscheiden, was auf die zuvor genannten Faktoren spröde intermetallische Phasen, Spannungsspitzen an den Gefügeübergängen und Eigenspannungen aus dem Kollisionsvorgang zurückzuführen ist [Mal20].

Da sich das EMPS als automatisierbares Fügeverfahren für Anwendungen wie den Strukturleichtbau, die Herstellung von Druckbehältern und die Batterieproduktion eignet, wurden dazu weitere Verbindungseigenschaften tiefergehend untersucht. So weisen Psyk et al. für verschiedene Werkstoffkombinationen nach, dass bei einer hohen quasistatischen Verbundfestigkeit auch ein niedriger elektrischer Widerstand der Verbindung vorliegt [Psy17]. Die Leitfähigkeit artungleicher Verbindungen entspricht dem Mittelwert der Leitfähigkeiten beider Werkstoffe [NN18; Mar21a]. Zudem zeichnen sich EMPS-Verbindungen durch eine

hohe Dauerfestigkeit und Korrosionsbeständigkeit aus [Bau18; Mrz19]. Ebenso erreichen sie eine hohe Crashfestigkeit [Hub18]. Darüber hinaus sind EMPS-Verbindungen gas- und insbesondere heliumdicht, was ein wichtiges Kriterium für das Fügen von Gasdruckbehältern ist [NN18].

2.7 Prozessfenster

Das *Prozessfenster* eines technischen Prozesses dient allgemein dazu, die Bereiche der einstellbaren Parameter zu beschreiben, in denen das gewünschte Endergebnis des Prozesses sichergestellt ist. Die Ermittlung der Grenzen und unterschiedlicher Bereiche kann dabei analytisch, empirisch oder kombiniert erfolgen. Beim Kollisionsschweißen dient das Prozessfenster aufgrund der eingeschränkten Beobachtbarkeit durch die kurzen Prozesszeiten dazu, auf Basis von Eingangsgrößen eine für die jeweilige Anwendung geeignete Verbindung zu erzielen. Die verschiedenen Ansätze zur Herleitung der Grenzen werden im Folgenden zusammengefasst.

2.7.1 Der hydrodynamischer Ansatz

Das zentrale Prozessfenster des EXW von Wittman beruht auf der Annahme, dass die Entstehung des Jets zur Ausbildung einer Verbindung notwendig ist und nutzt daher den in Abschn. 2.3.1 vorgestellten hydrodynamischen Ansatz zur Ermittlung der Prozessgrenzen. Zur Beschreibung werden die kinematischen Prozessparameter Kollisionswinkel und Kollisionspunktgeschwindigkeit verwendet, welche sich aus dem initialen Abstand der Fügepartner bzw. der Detonationsgeschwindigkeit des Sprengstoffs bestimmen lassen. Die eingebrachte Energie ist abhängig von der Kollisionsgeschwindigkeit, welche nach Gl. 2.1 durch Hyperbeln gleichen Energieniveaus repräsentiert werden. Die Grenzen sind in Abb. 2.4 dargestellt und setzen sich nach Wittman wie folgt zusammen: [Wit73]

1. *Die kritische Strömungsübergangsgeschwindigkeit*: Die linke Grenze des Prozessfensters definiert Wittman als die kritische Kollisionspunktgeschwindigkeit, ab der Wellen in

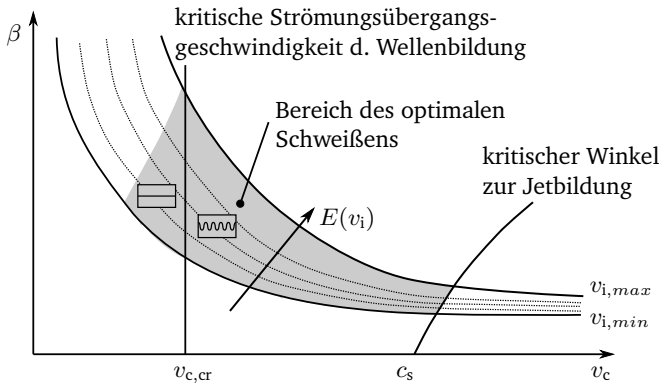


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung des Prozessfensters beim EXW basierend auf dem hydrodynamischen Ansatz nach Wittman [Wit73].

der Fügezone auftreten, welche er als Qualitätskriterium der Verbindung versteht:

$$v_{c,cr} = \left(\frac{2Re \cdot (HV_f + HV_t)}{\rho_f + \rho_t} \right)^{1/2}, \quad (2.17)$$

wobei Re die Reynolds-Zahl (Abschn. 2.6.2) sowie HV_f und HV_t die Härte nach Vickers des Flyers und des Targets sind [Wit73].

2. *Der kritische Winkel zur Jetbildung:* Die rechte Grenze des Prozessfensters wird durch die kritische Strömungsgeschwindigkeit bestimmt, ab der kein Jet in der Kollisionszone gebildet werden kann. Sie wird durch die Schallgeschwindigkeit des Materials c_s bestimmt. [Wal53; Cow63]
3. *Der kritische Druck zur Jetbildung:* Zur Bildung des Jets ist ein ausreichendes Überschreiten des HEL notwendig, sodass sich das Metall in der Kollisionszone fluidisch verhält. Die notwendige Kollisionsgeschwindigkeit $v_{i,min}$ kann nach Gl. 2.4 empirisch abgeschätzt und mit Gl. 2.2 abhängig vom Kollisionswinkel in die minimale Kollisionspunktgeschwindigkeit als untere Grenze umgerechnet werden. [Wit73]
4. *Die kritische Wärmeeinbringung:* Die obere Grenze des Prozessfensters wird durch die thermophysikalischen Eigenschaften der Fügepartnerwerkstoffe bestimmt. Unter der

Annahme, dass es bei hohen Energieeinträgen infolge hoher Kollisionsgeschwindigkeiten zum Aufschmelzen der Fügezone kommt und die Schmelze bis zum Eintreffen der Entlastungszugwelle wieder erstarren muss, formuliert Wittman folgenden Zusammenhang für die maximale Kollisionsgeschwindigkeit:

$$v_{i,\max} = \frac{1}{N} \left(\frac{T_s \cdot c_s}{v_c \cdot \cos \beta} \right)^{1/2} \left(\frac{\kappa \cdot c \cdot c_s}{\rho_f \cdot \delta_f} \right)^{1/4}, \quad (2.18)$$

wobei $N \approx 0, 1$ ein Proportionalitätsfaktor, κ die Wärmeleitfähigkeit und c die spezifische Wärmekapazität sind [Wit73].

Obwohl Wittmans Definition des Prozessfensters noch heute vielfach zitiert und als Standardbeschreibung verwendet wird, gibt es eine Reihe an Kritikpunkten, die die Anwendbarkeit dieses Ansatzes in Frage stellen. Zunächst ist eine hochwertige Verbindung auch bei gradliniger Fügezone zu erzielen (Abschn. 2.6.2), wodurch die Formulierung der linken Grenze fragwürdig ist [Lys12]. Zudem beruht der hydrodynamische Ansatz der Jetbildung auf einer geometrischen und physikalischen Symmetrie und berücksichtigt daher nicht die Asymmetrien der Werkstoffe und der Kollisionsbedingungen, was zu Abweichungen führt [Pet00]. Auch weiterentwickelte Ansätze zur Bestimmung der minimalen Kollisionsgeschwindigkeit unter Verwendung von Festigkeitskennwerten beschreiben die experimentellen Ergebnisse nur unzureichend, da der Zustand der kollidierenden Oberflächen nicht berücksichtigt wird [Lys12]. Insbesondere bei artungleicher Werkstoffpaarung mit unterschiedlichen Eigenschaften ist der Einsatz der Näherungsgleichungen mit gemittelten Festigkeitswerten beider Werkstoffe ein erzwungener Kompromiss [Pet00]. Zudem ist aus den vorangegangenen Ausführungen zu entnehmen, dass der Jet zwar die Oberflächen reinigen und aktivieren kann, aber nicht als hinreichendes Kriterium des physikalischen Prozesses zur Verbindungsbildung zu verstehen ist.

2.7.2 Erweiterungen des hydrodynamischen Ansatzes

Durch die Erweiterung des v_c - β -Prozessfensters um die spezifische Masse \tilde{m} kann die rein mechanistische hydrodynamische Beschreibung des Prozesses um die metall-physikalische Komponente erweitert werden. So entspricht jeder Punkt des dreidimensionalen Koordina-

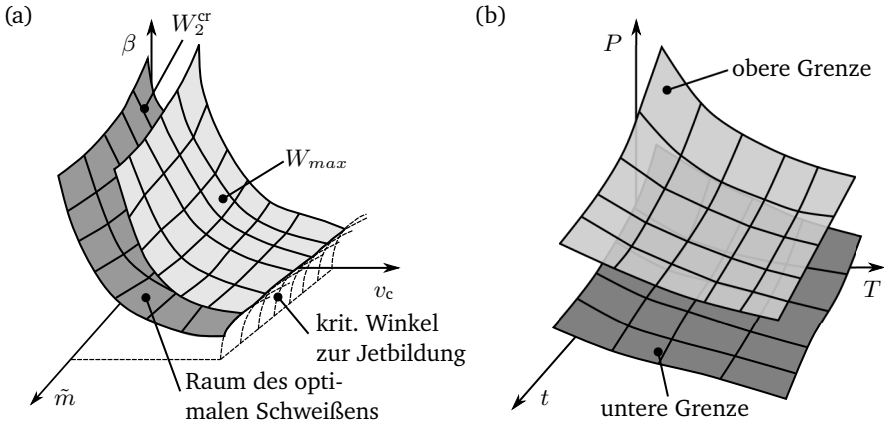


Abbildung 2.5: Schematische Darstellungen (a) des erweiterten Prozessfensters um die spezifische Masse \tilde{m} nach [Pet95; Lys12] und (b) des auf die physikalischen Größen Druck P , Temperatur T und deren Dauer t bezogene Prozessfensters nach [Lys12].

tensystems v_c - \tilde{m} - β einem Energiebetrag W_2 der plastischen Deformation der Kollisionszone nach Gl. 2.11 (Abschn. 2.5), welcher den Atomen der Grenzschichten die notwendige Aktivierungsenergie zur Verbindungsbildung bereitstellt. Abb. 2.5 (a) stellt das resultierende dreidimensionale Prozessfenster schematisch dar. Während die Ansätze für die obere und rechte Grenze des klassischen Prozessfensters übernommen werden, ergibt sich die untere Grenze aus einem Mindestenergieeintrag W_2^{cr} an plastischer Deformation, ab dem eine hochwertige Verbindung entsteht. Für jede Werkstoffpaarung lässt sich ein konstanter Wert für W_2^{cr} ermitteln. Die untere Grenze ist somit abhängig von der Kollisionsgeschwindigkeit und der spezifischen Masse bzw. der Dicke der Fügepartner. [Pet95; Lys12]

Jedoch ist wie auch beim ursprünglichen Prozessfenster die linke Grenze für kleine Kollisionsgeschwindigkeiten und große Kollisionswinkel nicht näher beschrieben, sondern das Prozessfenster wird durch eine Region mit unregelmäßigen Wellen begrenzt. Auf diese wird in Abschn. 2.8 näher eingegangen. Zudem liefert diese Erweiterung des Prozessfensters nur einen Zusammenhang der initialen Prozessgrößen und dem Endergebnis des Kollisions-schweißvorgangs und somit keine Beschreibung der tatsächlichen physikalischen Vorgänge

der Verbindungsbildung. Um dies abzubilden, transformieren Lysak und Kuzmin die bekannten Grenzen auf den Koordinatenraum der physikalischen Größen Druck P , dessen Einwirkdauer t und die Temperatur T in der Fügezone [Lys12].

Zur Berücksichtigung der plastischen Deformation in der Kollisionszone wird die Größe Druckdeformationsimpuls eingeführt, welche die Wirkdauer des Druckimpulses nach der Kollision bis unterhalb einer dynamischen Fließgrenze beschreibt und der geleisteten Arbeit zur plastischen Deformation entspricht. Nimmt der Maximaldruck infolge einer höheren Kollisionsgeschwindigkeit bzw. die Wirkdauer durch eine größere Dicke der Fügepartner zu, steigt auch der Anteil von W_2 in der Energiebilanz an. Da der größte Teil der geleisteten plastischen Arbeit in Wärme umgewandelt wird, steigt dadurch auch die Temperatur in der Kollisionszone. Laut Lysak und Kuzmin begünstigt eine hohe Temperatur, welche nicht die Schmelztemperatur der Werkstoffe überschreitet, in Übereinstimmung mit der topochemischen Reaktionstheorie die Verbindungsbildung in fester Phase. In flüssiger Phase kann die Verbindung nur ausgebildet werden, wenn ein gewisser Druck bis zum Abkühlen auf die Erstarrungstemperatur aufrecht erhalten wird. Somit lässt sich mithilfe der Temperatur in der Kollisionszone sowie dem dort wirkenden Druck und dessen Dauer ebenfalls ein Koordinatensystem wie schematisch in Abb. 2.5 (b) dargestellt aufspannen, in dem jeder Punkt einem Energiebetrag W_2 entspricht und die Bereiche der wirkenden physikalischen Prozesse zur Verbindungsbildung abbildet. [Lys12]

Die Verknüpfung des Prozessfensters mit den physikalischen Größen ist als vielversprechend hinsichtlich des komplexen Zusammenspiels der in Abschn. 2.3 aufgeführten Phänomene in Kollisionszone und Kollisionsspalt zu bewerten. Jedoch sind Messmethoden für die Temperaturermittlung in der Kollisionszone wie z.B. von Khaustov et al. [Kha14] noch nicht ausgereift. Die von Lysak und Kuzmin eingeführten Gleichungen zur Berechnung der Größen wie dem Druckdeformationsimpuls beruhen auf einer Reihe von nicht näher beschriebenen, experimentell ermittelten Werten. Bezüglich der Berechnungsansätze des Drucks und dessen Messung wird auf Abschn. 2.3.1 verwiesen. Zudem werden in dem bisherigen Ansatz die Vorgänge und Temperaturentwicklung im Kollisionsspalt noch nicht ausreichend berücksichtigt, weshalb es dazu noch weitere Forschungsarbeit unterschiedlicher Disziplinen bedarf und die direkte Anwendung nicht möglich ist.

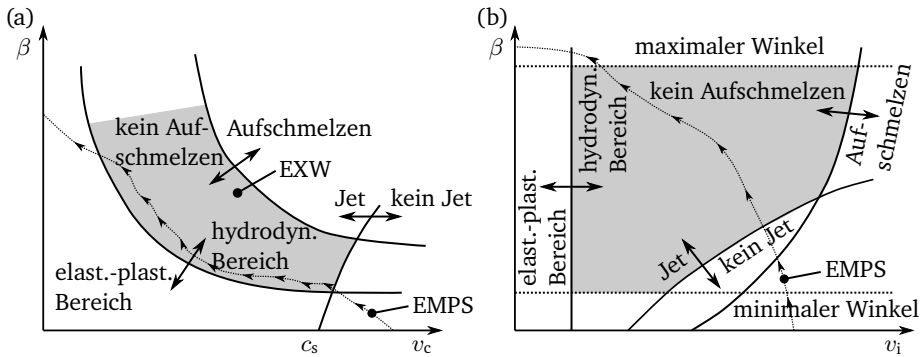


Abbildung 2.6: Schematische Darstellungen (a) des hydrodynamischen und (b) des auf das EMPS adaptierten Prozessfensters nach [CL14; CL16]. Der instationäre EMPS-Prozess ist als Pfad und der stationäre EXW-Prozess als Punkt dargestellt.

2.7.3 Adaption des Prozessfensters für instationäre Verfahren

Während der Prozess des EXW grundsätzlich aufgrund der konstanten Prozessparameter einem Punkt im Prozessfenster entspricht, wird es während des EMPS (wie auch beim VFAW und LIW) infolge der instationären Prozessparameter durchwandert (Abb. 2.6 (a)) [Zho22]. Um eine tragfähige Verbindung zu erreichen, ist sicherzustellen, dass eine in Kollisionsrichtung ausreichende Länge der linienförmigen Verbindung vorliegt. Hierzu müssen sich die Parameter während der Abrollbewegung des Flyers ausreichend lang im schweißbaren Bereich des Prozessfensters befinden. Da anders als beim EXW die Kollisionspunktgeschwindigkeit keine direkte Größe des EMPS ist, wird diese gegen die Kollisionsschwindigkeit ausgetauscht, welche sich wiederum aus der elektromagnetischen Beschleunigung ergibt [CL14; CL16]. Diese lässt sich sowohl numerisch als auch experimentell bestimmen [LA19]. Abb. 2.6 (b) zeigt das resultierende Prozessfenster mit den adaptierten Grenzen. Es sei angemerkt, dass für das EMPS auch andere Formen von Prozessfenstern existieren (z.B. [Rao13; Reb17]), deren technologische Parameter wie Entladestrom bzw. -energie aber keine direkte Aussage über die Prozesskinematik und die auftretenden Phänomene zulassen.

In Abb. 2.6 (b) wird die fehlende Definition der linken Grenze im Prozessfenster nach Wittman deutlich, welche durch einen als konstant angenommenen maximalen Kollisionswinkel

repräsentiert wird. Dessen tatsächlicher Verlauf ist bei den instationären Verfahren von großer Bedeutung, da der Kollisionswinkel nach dem initialen Auftreffen mit annähernd 0° stark ansteigt und häufig als entscheidender Parameter zum Verlassen des Prozessfensters zu sehen ist. Zudem wird zur Erhöhung der Spulen-Lebensdauer beim EMPS und der Vermeidung von kollisionsinduzierten Schädigungen des Verbunds (Abschn. 2.6.1) eine möglichst geringe Kollisionsgeschwindigkeit angestrebt, die jedoch mit dem Konflikt einer höheren Prozessunsicherheit zum Erreichen einer hochwertigen Verbindung einhergeht. Um den Schweißprozess bei niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten mit einer hohen Robustheit auslegen zu können, ist daher eine genaue Kenntnis des Verlaufs der oberen Kollisionswinkelgrenze abhängig von der Kollisionsgeschwindigkeit erforderlich (Abschn. 2.9).

2.8 Korrelation der Verbindungseigenschaften mit dem Prozessfenster

Die vorgestellten Prozessfenster geben Auskunft, ob für die materialspezifische Parameterkombination eine Verbindung entsteht oder nicht. Jedoch fehlt meist eine Korrelation mit deren Eigenschaften, von denen die Verbundfestigkeit von besonderem Interesse ist. Diese wiederum hängt von der Ausprägung und der Größe der Fügezone ab (Abschn. 2.6).

Lysak und Kuzmin unterteilen das Prozessfenster für nicht näher beschriebene EXW-Untersuchungen mit Aluminiumplatten von 8 mm Dicke in fünf charakteristische Bereiche der Fügezonenausbildung (Abb. 2.7). Diese verknüpfen sie mit der relativen Verbundfestigkeit $\bar{\sigma}$ und der plastischen Deformation, wozu die maximale relative Scherdehnung g_{\max} entlang der Dicke der Fügepartner verwendet wird. Ermittelt wird diese durch die Verformung von lokal in die Fügepartner eingebrachten Verbünde dünner artungleicher Folien. Der Bereich I hoher relativer Festigkeit, bei der das Versagen im Grundwerkstoff auftritt ($\bar{\sigma} = 1$), weist in der Mesoebene die typische Wellenbildung auf. Die maximale relative Scherdehnung beträgt nahe der Fügezone 250 % bis 300 % und nimmt kontinuierlich bis Mitte der Fügepartner ab. Dabei ist der Betrag und der Gradient der Scherung über die Wellenberge (i) und -täler (ii) sehr heterogen verteilt. Begrenzt wird die Region nach unten durch einen Übergangsbereich niedriger Kollisionsgeschwindigkeit mit geringerer relativer Verbundfestigkeit und glatter Fügezone (Bereich V). Die maximale relative Scherdehnung erreicht 250 %. Es wird jedoch weniger Material in der Tiefe plastifiziert. Bereich IV nahe der rechten Prozessfenstergrenze

weist auch eine glatte Fügezone jedoch mit einer kontinuierlichen aufgeschmolzenen und wiedererstarteten Schicht auf. Maximale relative Scherdehnungen bis 50 % treten nur nahe der Fügezone auf. Zur Verbundfestigkeit wird keine Aussage gemacht. Zu großen Winkeln und geringeren Kollisionspunktgeschwindigkeiten hin wird Bereich I von Bereich II mit glatter Fügezone begrenzt, auf den Bereich III mit unregelmäßiger Wellenbildung folgt. Beide Bereiche weisen eine hohe Verbundfestigkeit und starke plastische Deformationen über der gesamten Dicke der Fügepartner auf. [Lys03]

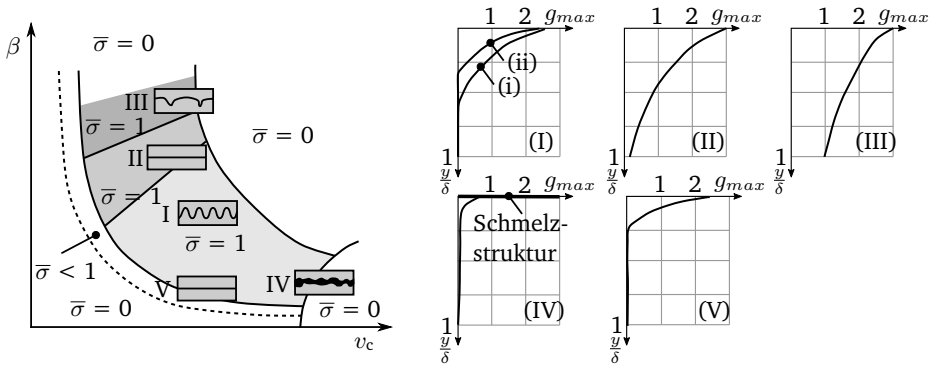


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung charakteristischer Bereiche unterschiedlicher Fügezonenausbildung mit deren charakteristischen Verteilungen der Scherdehnung g_{max} über die Dicke der Fügepartner δ im EXW-Prozessfenster von Aluminium nach [Lys03].

Genaue Abgrenzungen der Regionen und eine Aussage über die Ausprägung der geschweißten Fläche bzw. ihre Größe erfolgen nicht. Jedoch lässt sich im Kontext der bisherigen Erkenntnisse Folgendes schlussfolgern: für eine Verbindung hoher Festigkeit muss ausreichend Energie zur plastischen Deformation bereitgestellt werden, welche sich abhängig von den Prozessparametern unterschiedlich ausprägt. Hochfeste Verbindungen haben gemein, dass die fügezonennahen Bereiche ausreichend stark bis in eine gewisse Tiefe deformiert werden. Bei Werkstoffen höherer Festigkeit verkleinert sich der Bereich optimaler Schweißparameter [Lys03]. All dies deutet auf eine Reinigung und eine Aktivierung der Verbindungsbildung in fester Phase durch plastische Deformation bei ausreichend Energie W_2 hin. Wie sich die flächige Ausbildung der Fügezone in Schweißrichtung im Zusammenhang mit der eingebrachten

Energie gestaltet, wird nicht beschrieben. Ebenso fehlt eine Berücksichtigung der einzelnen Prozessgrößen. So bildet sich bei Variation des Kollisionswinkels ein Bereich mit einem Plateau hoher plastischer Deformation und Festigkeit heraus, das zu kleinen und großen Winkel wiederum abfällt [Pet95]. Eine Erhöhung der Dicke des Flyers steigert ebenfalls die Festigkeit [Pet95; Lys03]. Jedoch wird keine Aussage über die Verbindungsbildung in flüssiger Phase und deren Festigkeit getroffen, welche nahe der rechten Prozessfenstergrenze (Bereich IV) zu erwarten ist [Bel21b].

2.9 Prozessauslegung industrieller Verfahren

Aufgrund der verschiedenen Formen der Energiezuführung und der verschiedenen Dimensionen der Fügepartner sowie der resultierenden Prozessführung der einzelnen Verfahren unterscheidet sich deren Auslegung, auch wenn sie alle den oben beschriebenen Mechanismen der Verbindungsbildung unterliegen. Im Folgenden werden die Prinzipien der Prozessauslegung für die industriell angewendeten Verfahren EXW und EMPS zusammengefasst.

Durch die konstanten Prozessparameter wird die Auslegung von EXW-Prozessen überwiegend basierend auf einer der zuvor vorgestellten Prozessfensterformen mit ergänzenden numerischen Berechnungen und Experimenten vorgenommen [Lys03; Arn19]. Die Prozessführung ist auch abhängig von verwendbaren Sprengstoffen, welche durch ihre Abbrenngeschwindigkeit die Kollisionspunktgeschwindigkeit vorgeben [Car75] und durch ihre Energiedichte den Energieeintrag in den Prozess bestimmen [Lys15]. Häufig steht dabei aufgrund von Unsicherheiten in der Prozessauslegung deutlich mehr Energie in der Kollisionszone zur Verfügung, als benötigt wird, was zur Ausbildung großer intermetallischer Phasen und Verbindungen mit schlechten Eigenschaften wie geringere Festigkeit und höhere Korrosionsneigung führt [Man08]. Deswegen werden zum Abbau der übermäßigen Energie und auch zum Ausgleich stark unterschiedlicher Werkstoffeigenschaften Zwischenbleche verwendet, die den Kollisionsschweißprozess in mehrere Verbindungsbildungsvorgänge zwischen Flyer und Zwischenblech sowie zwischen Zwischenblech und Target während einer Prozessdurchführung aufspaltet [Man08]. Die größten Kosten entstehen hierbei in der Vorbereitung des Schweißaufbaus und in der Nachbearbeitung des Verbunds [Cle83]. Letztere umfasst in den meisten Fällen ein Spannungsarmglühen, ein Richten des verformten Verbundes und ein Abtrennen der nicht

verwendbaren Ränder und ggf. dem Zerteilen zur Weiterverarbeitung [Cle83]. Aufgrund der hohen Herstellungskosten und Unsicherheiten in der Prozessauslegung werden kundenseitig häufig umfangreiche zerstörungsfreie und zerstörende Prüfungen der Verbundeigenschaften gefordert [Cle83].

Beim EMPS erfolgt aus der Komplexität der zusammenspielenden Phänomene und der Anlagentechnologie ein aufwendiger Auslegungsprozess. Dieser beinhaltet grundsätzlich eine experimentelle Vorauslegung, die durch numerische Simulationen unterstützt wird. Jedoch können diese nur zur Spulenauslegung und Berechnung der Flyer-Deformation genutzt werden, da die Vorgänge der Verbindungsbildung noch nicht vollständig abbildbar sind. Zudem besteht noch keine ausreichende Kenntnis über den Verlauf der Grenzen und Eigenschaftsbereiche des Prozessfensters, die eine experimentell-simulativ-kombinierte Auslegung der Verbindungsbildung erlauben würden. Durch diese Unsicherheiten sind auch beim EMPS validierende Untersuchungen der geforderten Verbindungseigenschaften und davon ausgehend iterative Prozessverbesserungen notwendig. [Mar21b]

Vor diesem Hintergrund entwickelten Bellmann et al. eine Vorgehensweise zur Auslegung des EMPS von Rohrverbindungen mit dem Ziel, eine umlaufende Verbindung hoher Festigkeit bei möglichst geringem Energieeintrag herzustellen [Bel19a]. Die Gründe für einen möglichst geringen Energieeintrag ist neben einer höheren Prozesseffizienz, dass die Lebensdauer der Spule von der bereitzustellenden Beschleunigungsenergie abhängt [Bel19a]. Bei hohen Taktzahlen ist aufgrund der wechselnden mechanischen und thermischen Beanspruchung ein regelmäßiger Austausch der Spule notwendig, wobei deren Kosten hoch sind [Kap15]. Zwar kann eine aktive Kühlung der Spule [Psy14] oder ein hybrider Aufbau der Spule [Gie18] die Lebensdauer verlängern. Aber für eine energieeffiziente Prozessgestaltung spricht auch die Reduktion der Anlageninvestition durch weniger leistungsstarke Komponenten [Mar21b]. Darüber hinaus kann ein zu hoher Energieeintrag zu einer Schädigung der Verbindung und des umliegenden Bereichs führen (Abschn. 2.6.1).

Somit lässt sich schlussfolgern, dass sowohl das EXW als auch das EMPS durch eine energieeffiziente Auslegung der Prozessparameter hinsichtlich ihrer Verbindungseigenschaften und ihrer Wirtschaftlichkeit profitieren würden. Dafür sind jedoch genaue Kenntnisse der Prozessgrenzen und der sich in Abhängigkeit der Prozess- und Materialparameter einstellenden Eigenschaften notwendig, um eine sichere und robuste Prozessführung zu gewährleisten.

2.10 Zusammenfassung

Das Kollisionsschweißen ist ein stoffschlüssiges Fügeverfahren, dessen Verbindungsbildung auf dem Zusammenspiel verschiedener physikalischer und chemischer Vorgänge in der Kollisionszone und dem davor angeordneten Kollisionsspalt beruht. Auch wenn die Entstehung eines Jets eine wichtige Rolle bei der Initiierung der Verbindungsbildung einnehmen kann, ist sie kein hinreichendes Kriterium dafür. So kann die Aktivierung der Grenzflächen und die tatsächliche Verbindungsbildung abhängig von den Prozessparametern auch ohne dessen Entstehung erfolgen. Damit sind das Prozessfenster nach Wittman, welches auf dem hydrodynamischen Ansatz zur Ausbildung des Jets beruht, und auch dessen Erweiterung um die spezifische Masse nicht ausreichend, um die Grenzen des Kollisionsschweißens zu beschreiben. Dies betrifft insbesondere die Prozessbereiche niedriger Kollisionsgeschwindigkeit, ab denen die Verbindungsbildung beginnt. Zudem sind die Kenntnisse zur Korrelation der Fügezoneneigenschaften mit den einzelnen Bereichen des Prozessfensters lückenhaft. Allerdings werden sowohl die Grenzen des Prozessfensters als auch die Fügezoneneigenschaften mit dem Energieeintrag und den sich einstellenden Bedingungen in der Kollisionszone und -spalt in Verbindung gebracht. Ein genaueres Verständnis über die Ausprägung der Fügezone und die zugrundeliegenden Mechanismen in Abhängigkeit der Prozessparameter bieten weiteres Potential zur Reduktion von Prozessunsicherheiten und der Steigerung der Verbindungsqualität in der Auslegung von Kollisionsschweißprozessen. Insbesondere die instationären Verfahren wie das EMPS können durch die Bestimmung des minimal erforderlichen Energieeintrags zur Verbindungsbildung und der aus den Prozessparameter resultierenden Verbindungseigenschaften an Robustheit und Wirtschaftlichkeit gewinnen.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Aus dem Stand der Forschung geht hervor, dass sich die industrielle Anwendung des Kollisionsschweißens für die Herstellung hochwertiger Verbindungen artgleicher und artungleicher Werkstoffpaarungen eignet. Diese lassen sich in der Form durch keine anderen stoffschlüssigen Fügeverfahren herstellen. Diesen Vorteilen steht jedoch gegenüber, dass die bisherige Auslegung des Fügeprozesses und der Verbindungsstellen ausgehend von Erfahrungswerten in Iterationsschleifen und mit aufwendigen Validierungsmaßnahmen erfolgt. Das Vorgehen dabei ist zeit- und kostenintensiv und liefert zudem keine Aussage über die Robustheit der ermittelten Prozessparameter hinsichtlich der Ausbildung einer hochwertigen Verbindung. Um den Unsicherheiten zu begegnen, wird häufig ein höherer Energieeintrag als notwendig eingesetzt. Dies wiederum kann zur Schädigung des Verbunds und der umliegenden Bereiche führen und steht im Widerspruch zur allgemein angestrebten Ressourceneffizienz in der Produktion. Eine robuste, energieeffiziente Auslegung ist somit anzustreben. Davon würde insbesondere das EMPS, welches sich verfahrensbedingt für den Einsatz in der automatisierten Fertigung zur Herstellung von Blech- und Profil-Verbindungen in hoher Stückzahl eignet, profitieren, um einerseits eine robuste Prozess- und Verbindungsauslegung zu gewährleisten und andererseits die Investitionskosten der Anlage zu reduzieren sowie die Lebensdauer der Komponenten zu verlängern.

3.1 Zielsetzung

Ausgehend von der geschilderten Problemstellung der Prozessauslegung und dem Erkenntnisstand der Forschung ist das Ziel der vorliegenden Arbeit, in Abhängigkeit von der Kollisionsgeschwindigkeit den Beginn sowie die davon ausgehenden Prozessgrenzen und -bereiche

des Kollisionsschweißens zu identifizieren und die resultierenden Verbindungseigenschaften hinsichtlich der Größe und der Verbundfestigkeit zu bestimmen. Das gewonnene Prozessverständnis soll dazu beitragen, eine zielgerichtete, prozesseffiziente und -sichere Auslegung von Kollisionsschweißverfahren mit minimal erforderlichem Energieeintrag zu ermöglichen. Folgende Fragestellungen stehen daher im Fokus der Untersuchungen, die für ebene Blechstrukturen durchgeführt werden:

1. Ab welcher Kollisionsgeschwindigkeit beginnt der schweißbare Bereich des Kollisionsschweißens von ebenen Blechstrukturen?
2. Wie entwickeln sich davon ausgehend die Grenzen des schweißbaren Bereichs für höhere Kollisionsgeschwindigkeiten und wie lassen sie sich beschreiben?
3. Lässt sich einer der im Stand der Forschung beschriebenen Fügemechanismen für Bereiche des Prozessfensters als dominant identifizieren?
4. Wie entwickelt sich die Fügezone innerhalb der Prozessgrenzen hinsichtlich ihrer Größe und Ausprägung und welche Phänomene beeinflussen sie?
5. Welcher Zusammenhang besteht zwischen Ausbildung der Fügezone und Verbundfestigkeit?

3.2 Vorgehensweise

Zur Beantwortung der Fragestellungen wird eine Versuchsanlage genutzt, die das Kollisionsschweißen modellhaft abbildet und eine präzise Einstellbarkeit der Prozessparameter und eine umfassende Prozessbeobachtbarkeit ermöglicht. Dazu wird als Ausgangspunkt der Untersuchungen ein Prozessfenster für Aluminium im halbharten Zustand in artgleicher Konfiguration bei verschiedenen Kollisionsgeschwindigkeiten und -winkeln ermittelt. Die resultierenden Grenzen werden auf Basis der zugrunde liegenden physikalischen Vorgänge und in Abhängigkeit von den Prozess- und Werkstoffparametern mathematisch beschrieben. Eine Charakterisierung der Verbindungseigenschaften unterschiedlicher Prozessfensterbereiche erfolgt durch verschiedene Verfahren, mithilfe derer das Fügeergebnis hinsichtlich Größe und Form, Verbundfestigkeit sowie mikroskopischer Ausprägung analysiert wird. Zur

Untersuchung des Festigkeitseinflusses bei gleichbleibender chemischer Zusammensetzung auf das Prozessfenster und die Verbindungseigenschaften, werden zusätzliche Versuchsreihen desselben Aluminiums im weichgeglühten und im vollharten Zustand durchgeführt. Die Dicke der Fügepartner kann den Prozess sowohl hinsichtlich der wirkenden Masse als auch der Ausbreitung von Stoßwellen beeinflussen. Daher werden weitere Versuchsreihen durchgeführt, bei denen der Flyer durch Materialabtrag und -auftrag in der Dicke variiert wird und die Auswirkungen für verschiedene Prozessparameter untersucht werden. Eine Variation des Werkstoffs erfolgt durch die Verwendung von Kupfer in artgleicher Konfiguration. Die Ergebnisse der Untersuchungen erlauben eine Einordnung wirksamer Fügemechanismen für verschiedene Prozessfensterbereiche und eine Korrelation mit den resultierenden Verbindungseigenschaften. Eine Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf artungleiche Metall-Paarungen wird abschließend durch die Kombination der Werkstoffe vorgenommen.

4 Versuchsaufbau

Die industriell genutzten Vertreter des Kollisionsschweißens weisen verfahrensbedingte Nachteile auf, die die Prozessbeobachtung und die Untersuchung der wirksamen Mechanismen beeinträchtigen. Beim EXW herrschen zwar konstante Kollisionsparameter vor, allerdings ist der Versuchsaufwand hoch. Zudem wird dem System durch die Explosion eine große Menge an Energie zugeführt, welche nur bedingt fein dosiert werden kann, wodurch die Prozessgrenzen nicht mit der nötigen Auflösung untersucht werden können. Das EMPS erlaubt zwar eine feinere Justierung der Parameter bei geringerem Versuchsaufwand, jedoch sind der Abrollvorgang und damit die Kollisionsparameter instationär. Außerdem erschweren die auftretenden elektromagnetischen Felder den Einsatz von elektronischer Messtechnik unmittelbar in der Nähe des Kollisionsprozesses. Die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit erfolgen daher an einem Versuchsstand, der das Kollisionsschweißen modellhaft abbildet. Dessen Funktionsprinzip sowie die Versuchsdurchführung werden im Folgenden beschrieben.

4.1 Mechanischer Modellversuch

Der für Grundlagenuntersuchungen am PtU entwickelte Kollisionsschweiß-Modellversuchsstand bietet durch eine mechanische Umsetzung der Kollision präzise einstellbare, reproduzierbare und stationäre Kollisionsbedingungen bei einer gleichzeitig guten Prozessbeobachtung. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die industriellen Realprozesse wurde bereits von Groche et al. nachgewiesen [Gro14; Gro15]. Nachfolgend wird die aktuelle Ausbaustufe des Versuchsstands beschrieben, mit welcher die Versuche im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt werden.

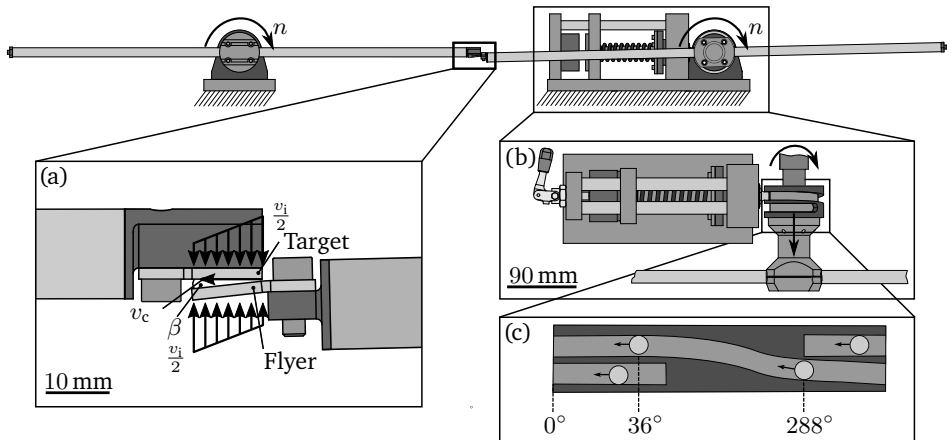


Abbildung 4.1: Schematischer Aufbau des Modellversuchsstands: Die Detailabbildungen zeigen die eingespannten Versuchsproben mit kinematischen Bedingungen (a), die bewegliche Rotor-Naben-Baugruppe (b) und den abgewickelten Verlauf der Spiralnut mit Stiftbewegung (c).

Die Hauptkomponenten des Modellversuchsstands sind zwei nebeneinander angeordnete, gleichsinnig drehende Rotoren, welche jeweils durch einen Synchronmotor auf bis zu 6000 min^{-1} beschleunigt werden können (Abb. 4.1). An je einem Ende der Rotoren sind zwei Fügepartnerproben mit einem Abstand von $416,5 \text{ mm}$ zur Drehachse montiert, wobei eine der Proben zur Einstellung des Kollisionswinkels β mithilfe eines Biegewerkzeugs in $0,5^\circ$ -Abstufungen vorgebogen wird (Abb. 4.1 (a)). Analog zum Realprozess wird diese als Flyer bezeichnet und die andere als Target. Beide Proben werden durch die Drehung der Rotoren jeweils auf die Hälfte der absoluten Kollisionsgeschwindigkeit beschleunigt, die maximal $v_i = 523 \text{ m s}^{-1}$ beträgt.

Da die Rotoren erst nach mehreren Umdrehungen die gewählte Endgeschwindigkeit erreichen, ist die Welle-Nabe-Verbindung des Flyer-Rotors mit einem Polygonprofil P4C nach DIN 32712 ausgeführt, welches eine axiale Verschiebung der Nabe bei gleichzeitiger Drehmomentübertragung ermöglicht [DIN09]. Die Rotor-Naben-Baugruppe wird dazu vor Beginn des Versuchs um 15 mm axial versetzt positioniert. Zur Auslösung des Kollisionsvorgangs

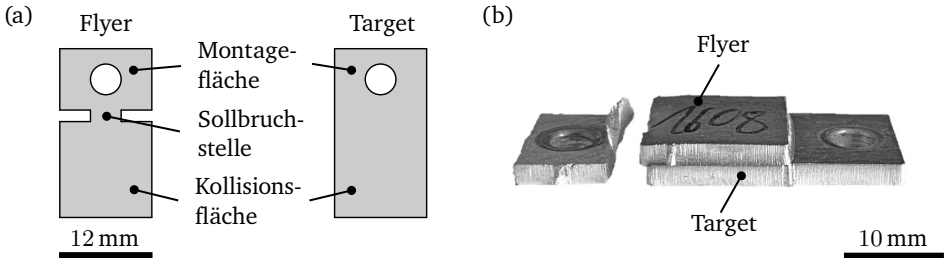


Abbildung 4.2: Flyer-Probe mit Sollbruchstelle und Target-Probe (a); gefügte Proben mit versagter Sollbruchstelle (b).

greift ein durch einen Elektromagneten vorgespannter, drehend gelagerter Stift in eine an der Nabe angebrachte Spiralnut (Abb. 4.1 (b)). Infolgedessen wird die Baugruppe definiert innerhalb von einer Umdrehung (minimale Positionierzeit < 10 ms) in die Drehebene des Target-Rotors geschoben (Abb. 4.1 (c)) und die Versuchsproben kollidieren mittig zwischen den Drehachsen der Rotoren.

Gegenüber früheren Ausbaustufen, bei welchen die Kollision durch die geregelte Kompensation eines Phasenversatzes hervorgerufen wurde [Gro14; Gro17], erlaubt die oben beschriebene elektromechanische Form der Kollisionsauslösung neben der Verdopplung der maximalen Kollisionsgeschwindigkeit die Verwendung von Proben größerer Masse und die im Folgenden beschriebene, funktionserweiternde Probeneinspannung.

Die verwendeten Versuchsproben besitzen drei verschiedene Funktionsbereiche: eine Kollisionsfläche (12,5 mm x 12 mm) und eine Montagefläche mit mittiger Bohrung zur Fixierung, die durch eine taillierte Sollbruchstelle verbunden sind (Abb. 4.2 (a)). Bisher rissen beide Proben nach Beendigung der Kollision an der Sollbruchstelle ab, da die Rotoren nicht sofort gestoppt werden können. Allerdings wird der erzeugte Verbund häufig infolge unkontrollierten Umherfliegens in der Anlageneinhausung beschädigt und verformt, wodurch nachfolgende Untersuchungen z.B. die Ermittlung der gefügten Fläche und der Verbundfestigkeit erschwert werden. Daher wird die Target-Probe im Rahmen dieser Arbeit in einen Probenhalter mit rückseitiger Abstützung aus vergütetem Werkzeugstahl eingespannt. Eine Sollbruchstelle der Target-Probe wird daher nicht mehr benötigt und bei erfolgreicher Verbindungsbildung kann der Verbund anschließend aus der Target-Einspannung entnom-

men werden (Abb. 4.2 (b)). So treten keine Beschädigungen durch das Umherfliegen des Verbundes nach der Kollision auf. Jedoch verformt sich der Verbund je nach Kollisionsgeschwindigkeit infolge des Abscheren des Flyers und des Gegendrucks der Einspannung bei der Kollision. Letzteres entspricht jedoch eher der technologischen Realität des Realprozesses. Die Beeinflussung des Kollisions- und Fügeprozesses durch das zusätzliche bewegte Element der abstützenden Target-Einspannung ist noch unbekannt und Teil der folgenden Untersuchungen (Kap. 7 und 9).

4.2 Verwendete Werkstoffe und Präparation der Versuchsproben

Als Standardmaterial für die Untersuchungen dieser Arbeit wird technisch reines Aluminium im halbharten Kaltverfestigungs-Zustand (EN AW-1050A Hx4) und mit 2 mm Dicke für Flyer und Target aus einer Charge in artgleicher Schweißkonfiguration verwendet. Zur Untersuchung des Festigkeitseinflusses bei gleicher chemischer Zusammensetzung erfolgt eine thermische Behandlung der entsprechenden Proben, bei der sie für eine Stunde bei 350 °C weichgeglüht (EN AW-1050A O) werden. Zusätzlich erfolgt der Einsatz eines Aluminiums aus einer anderen Charge im vollharten Zustand (EN AW-1050A Hx8). Zur Variation des Werkstoffs wird ferner technisch reines Kupfer (Cu ETP) mit 2 mm Dicke artgleich gefügt. Die mechanischen Kennwerte sowie weitere für diese Arbeit relevante Größen der Werkstoffe sind in Tabelle 4.1 zu finden.

Zur Untersuchung des Einflusses der Dicke werden einige der Flyer-Proben durch eine rückseitige, spanende Bearbeitung auf 1 mm Dicke reduziert. Für die gegenteilige Wirkung wird einem weiteren Teil der Flyer-Proben aus EN AW-1050A Hx4 ein Blechabschnitt gleicher Grundfläche und aus demselben Werkstoff mit 2 mm Dicke rückseitig aufgeklebt. Um eine getrennte Betrachtung von der Erhöhung der Blechdicke und der Masse zu ermöglichen, werden weitere Flyer-Proben rückseitig mit einer 0,5 mm dicken Lage Blei versehen, welche die gleiche Masse wie die des zusätzlichen Aluminium-Blechabschnitts aufweist.

Die Herstellung der Proben aus Blechplatten erfolgt durch Laserschneiden, wobei die Richtung der späteren Kollisionsfront der Walzrichtung entspricht. Härtemessungen des Grundmaterials, der Ränder und in der Mitte der Proben zeigen, dass die durch das Laserstrahlchneiden eingebrachte Prozesswärme nur in den Randbereichen zu einer Entfestigung

führt und global keine Auswirkung auf die Festigkeitseigenschaften der Werkstoffe hat. Zur Entfernung von Verunreinigungen werden die zu verschweißenden Oberflächen vor der Versuchsdurchführung mit Aceton gereinigt.

Tabelle 4.1: Übersicht physikalischer Eigenschaften der Werkstoffe.

Werkstoff Zustand	Walz- richtung	EN AW-1050A			Cu-ETP
		Hx4	O	Hx8	
$R_{p0,2}$ ⁽¹⁾	längs	101 MPa	35 MPa	146 MPa	221 MPa
	quer	107 MPa	–	167 MPa	229 MPa
R_m ⁽¹⁾	längs	108 MPa	80 MPa	161 MPa	264 MPa
	quer	114 MPa	–	180 MPa	253 MPa
Härte ⁽²⁾		38,3 HV1	24,4 HV1	53,0 HV1	86,6 HV1
S_q ⁽³⁾		0,49 μm	0,49 μm	0,45 μm	0,31 μm
ρ ⁽⁴⁾		2700 kg m^{-3}	2700 kg m^{-3}	2700 kg m^{-3}	8930 kg m^{-3}

⁽¹⁾ für EN AW-1050A Hx4 und Hx8 sowie Cu ETP durch Zugversuche unter Verwendung von *Allround-Line 100kN* der Firma *Zwick Roell* ermittelt, für EN AW-1050A O aus [Ost14] entnommen

⁽²⁾ ermittelt mit Härteprüfer *DuraScan 20* der Firma *Struers* bei Messung in Probenmitte

⁽³⁾ ermittelt mit konfokalen Weisslichtmikroskop *μsurf* der Firma *NanoFocus*

⁽⁴⁾ Werte für Aluminium entnommen aus [Ost14] und für Kupfer aus [NN05]

4.3 Zusammenfassung

Der mechanische Modellversuchsstand erlaubt eine präzise Einstellung der zentralen Prozessgrößen Kollisionsgeschwindigkeit und -winkel unter stationären Bedingungen und guter Beobachtbarkeit. Durch die Verwendung einer Target-Abstützung werden die nachfolgenden Untersuchungen der erzeugten Verbunde vereinfacht. Die eingesetzten Werkstoffe und deren Präparation ermöglichen die gezielte Untersuchung der Einflussgrößen auf den Fügeprozess und das resultierende Schweißergebnis.

5 Verfahren zur Prozess- und Verbunduntersuchung

Der zuvor vorgestellte Modellversuchsstand und die dadurch gegebene präzise Einstellbarkeit konstanter Prozessparameter bilden die Voraussetzung für eine örtlich und zeitlich hoch aufgelöste Untersuchung des Kollisionsschweißens. Hochgeschwindigkeitsaufnahmen erlauben dabei die Beobachtung des Kollisionsprozesses und der auftretenden Phänomene sowie die In-situ-Messung des Kollisionswinkels.

Eine Korrelation der Prozessparameter mit den Verbindungseigenschaften erfolgt durch eine sich anschließende Beurteilung des Fügeergebnisses. Als zerstörungsfreie Methode wird die quantitative und qualitative Bestimmung der geschweißten Fläche durch Ultraschall eingesetzt. Mithilfe von zerstörenden Methoden in Form von Scherversuchen und metallographischen Schlifften werden die Verbundfestigkeit ermittelt und die Eigenschaften der Fügezone untersucht.

5.1 Hochgeschwindigkeits-Prozessbeobachtung

Der Kollisionsprozess findet abhängig von den Prozessgrößen Kollisionsgeschwindigkeit und Kollisionswinkel innerhalb von $5 \mu\text{s}$ bis $10 \mu\text{s}$ statt und erfordert zur Vermeidung von Bewegungsunschärfe Belichtungszeiten im Bereich weniger Nanosekunden. Für eine ausreichende Belichtung ist der Einsatz einer zusätzlichen leistungsstarken Lichtquelle notwendig. Außerdem setzen die kurzen Prozesszeiten eine präzise Erfassung des Kollisionsbeginns zur Auslösung der Aufnahme voraus. Ein System, das diese Anforderungen erfüllt, bestehend aus einer Bildverstärkerkamera, einem Beleuchtungslaser und einer Vorrichtung zur Triggerung des Kollisionsbeginns wird im Folgenden vorgestellt (Abb. 5.1).

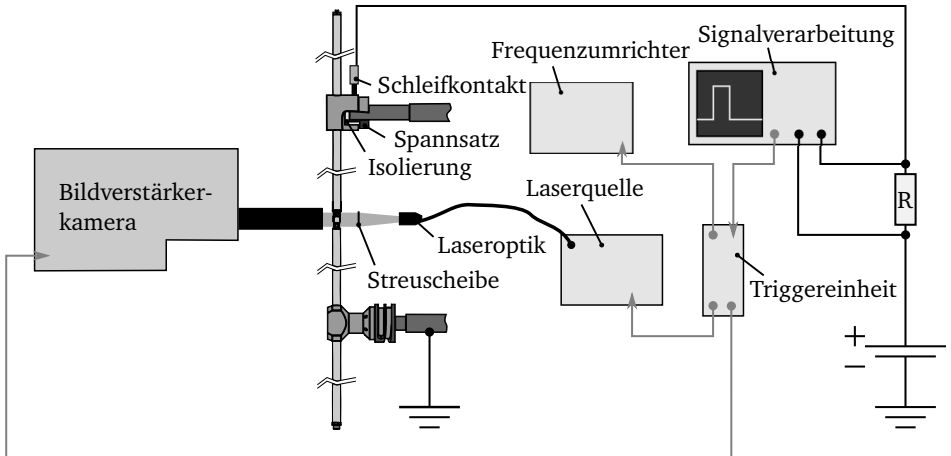


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des optischen Messaufbaus bestehend aus Bildverstärkerkamera, Beleuchtungslaser sowie Triggerschaltkreis mit Spannungsquelle, Signalverarbeitung und Triggereinheit nach [Pab19].

5.1.1 Bildverstärkerkamera *PCO hsf-c-pro*

Die Bildverstärkerkamera *hsfc-pro* der Firma *PCO GmbH* ist ein Kamerasystem, welches das einfallende Licht vom Eingangsobjektiv über einen optischen Strahlteiler auf vier Kanäle aufteilt. Jeder Kanal besitzt eine Bildverstärkungseinheit, die sich aus einer Photokathode, einer Mikrokanalplatte und einem Phosphorschirm zusammensetzt. Einfallendes Licht wird von der Photokathode in Photoelektronen umgewandelt, welche in der Mikrokanalplatte vervielfacht werden. Nach dem Austreten aus der Mikrokanalplatte werden die vervielfachten Elektronen auf einen Phosphorschirm beschleunigt. Dort werden sie durch Anregung der Phosphoratome in Photonen umgewandelt, welche wiederum von einem CCD-Photosensor erfasst und als Bild wiedergegeben werden. [PCO04]

Diese Funktionsweise der Bildverstärkung erlaubt minimale Belichtungszeiten von bis zu 3 ns bei einer Auflösung von 1280 x 1024 Pixeln. Die zeitliche Verzögerung der Aufnahmen zwischen den Kanälen bzw. vom Eingang des Triggersignals ist im ns-Bereich einstellbar. Pro Messung kann jeder Kanal zweimal belichtet werden. Jedoch tritt prinzipbedingt bei

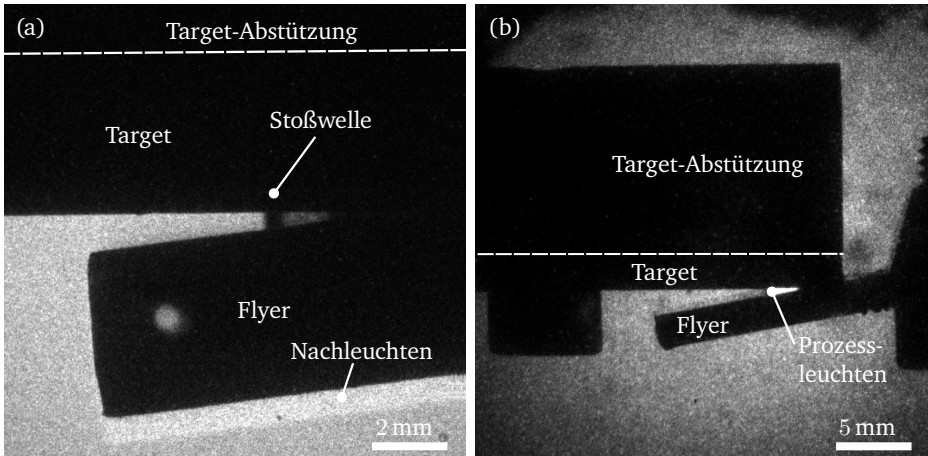


Abbildung 5.2: Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Kollisionsschweißprozesses aufgenommen unter Verwendung des Long Distance Microscope (a) und des Makro-Objektivs (b).

den verwendeten Phosphorschirmen ein sog. Nachleuchten in Abhängigkeit von der Belichtungssituation der ersten Aufnahme mit einer Dauer von wenigen ns auf, welches relevante Bereiche der zweiten Aufnahme überdecken kann (Abb. 5.2). Dies muss bei der Einstellung der Verzögerung für die zweite Belichtung eines Kanals berücksichtigt und erfahrungsbasiert eingestellt werden. [PCO04]

Es resultieren somit vier bzw. acht Aufnahmen pro Versuch, welche mit einer Belichtungszeit von 20 ns aufgenommen werden. Je nach Untersuchungsziel stehen zwei Objektive mit unterschiedlichem Bildausschnitt zur Verfügung (Abb. 5.2): mit einem Long Distance Microscope (LDM) *Model K2 DistaMax* von *Infinity Photo-Optical Company* lassen sich Aufnahmen der Vorgänge im Kollisionsspalt mit einer Auflösung von $5\ \mu\text{m}$ pro Pixel erzeugen. Dadurch ergibt sich jedoch ein kleiner Bildausschnitt. Soll hingegen der Kollisionsprozess als Ganzes abgebildet werden, wird das Makroobjektiv des Typs *Milvus 100/2.0 Makro* von *Zeiss* eingesetzt. [Nie21*]

5.1.2 Prozessbeleuchtung

Eine ausreichende Belichtung des Prozesses wird durch den Beleuchtungslaser *CAVILUX Smart* von *Cavitar* mit einer Leistung von 400 W und einer Wellenlänge von 460 nm bei einer maximalen Pulsdauer von 10 μ s sichergestellt [Cav13]. Dazu emittiert eine Halbleiterquelle einen divergenten Lichtstrahl, welcher in einen optischen Leiter eingekoppelt wird. Infolgedessen wird die Kohärenz eliminiert, sodass die Entstehung von Speckles verhindert und damit die optische Auflösung verbessert wird [Pab19]. Mittels einer Optik und einer dahinter angeordneten Streuscheibe werden die kollidierenden Versuchsproben mit einem Lichtkreis in Durchlicht-Konfiguration beleuchtet (Abb. 5.1). Aufgrund der geringen Breite der Versuchsproben weisen die Aufnahmen trotz fehlender paralleler Strahlführung keine feststellbare Verzerrung auf [Pab19]. Der sich ergebende hohe optische Kontrast zwischen hellem Hintergrund und abschattendem Objekt ermöglicht die automatisierte Vermessung des Kollisionswinkels und die Beobachtung von Prozessphänomenen, wie die Partikelwolke oder Verdichtungswellen im Kollisionsspalt. Je nach Versuchskonfiguration und insbesondere bei Verwendung des LDM überstrahlt das im Kollisionsspalt entstehende Prozessleuchten die relevanten Bildbereiche und führt zu deren Überbelichtung. Als Gegenmaßnahme steht ein optischer Bandpassfilter zur Verfügung, der den Spektralbereich des monochromatischen Lichts des Beleuchtungslasers passieren lässt und das Licht anderer Wellenlängen unterdrückt.

5.1.3 Triggerung der Prozessbeobachtung

Aufgrund der kurzen Prozesszeiten und des Funktionsprinzips der Bildverstärkerkamera muss für die Aufzeichnung der Kollision deren Beginn präzise bestimmt und weitergegeben werden. Dazu wird ein Trigger-Schaltkreis genutzt, bei welchem die Target-seitige Nabe samt Rotor galvanisch von der restlichen Anlage getrennt und über einen Schleifkontakt an eine Spannungsquelle angeschlossen ist (Abb. 5.1). Wird der Stromkreis durch den erstmaligen Kontakt der Proben infolge der Kollision geschlossen, lässt sich der fließende Strom als Spannungsabfall an einem parallel geschalteten Widerstand messen. Dieser Abfall wird aufbereitet und über die *PCO Triggereinheit* in ein optisches Signal für die Bildverstärkerkamera und ein TTL-Signal für den Beleuchtungslaser und die Motoren-Steuerung umgewandelt. Letztere

erfasst die Bewegungsdaten der Motoren und die Auslösung der Ausrückbewegung, womit der Versuchsablauf und das Erreichen der geforderten Kollisionsgeschwindigkeit überprüft wird. [Pab14; Pab19]

5.1.4 Auswertung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen

Die Auswertung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen zur Bestimmung des Kollisionswinkels erfolgt durch ein *MathWorks MATLAB*-Skript (Abb. 5.3). Da die Größe des Kollisionsspalts variiert und die Partikelwolke ihn teilweise ausfüllt, ist zunächst manuell der auswertbare Bereich festzulegen. Anschließend wird dieser Bereich abhängig von einem Schwellwert in ein Binärbild umgewandelt, sodass die freien inneren Kanten von Flyer und Target den Übergangsbereich bilden und als Konturkurven gespeichert werden. Deren Verlauf wird jeweils mittels linearer Regression durch eine Gerade angenähert und der Winkel zwischen beiden Geraden ermittelt. Anschließend werden die Konturkurven und die Ausgleichsgeraden zur visuellen Kontrolle in die ursprüngliche Aufnahme eingefügt und durch den Nutzer auf die Auswertbarkeit überprüft. Dieser Vorgang erfolgt für jede Aufnahme eines Versuchs, bis die vorangeschrittene Kollisionsfront bzw. die Partikelwolke den Messbereich so stark verkleinert, dass eine Auswertung nicht mehr möglich ist. Als Abbruchbedingung ist eine Abweichung von $\geq 0,5^\circ$ gegenüber den vorherigen Messungen des Versuchs definiert.

Eine stichprobenartige Überprüfung der Präzision der Messung erfolgt für fünf zufällig ausgewählte Aufnahmen pro Objektiv bei unterschiedlichen Kollisionswinkeln und unterschiedlichem Voranschreiten der Kollisionsfront. Dazu wird die Messung pro Aufnahme dreimal durchgeführt und die maximalen Abweichungen werden gemittelt. Bei Aufnahmen des LDM tritt dabei eine mittlere Abweichung von $0,1^\circ$ auf, bei Aufnahmen des Makroobjektivs $0,2^\circ$. Anzumerken ist, dass die Abweichungen mit fortschreitender Kollisionsfront und somit kleinerem Messbereich insbesondere bei Aufnahmen des Makroobjektivs zunehmen. Zudem ist bei kleinen Kollisionswinkeln ($< 3,5^\circ$) aufgrund der Abschattung des kleineren Spalts die Kantenerkennung fehleranfälliger. Insgesamt aber zeigt sich, dass der Kollisionswinkel über den auswertbaren Bereich der Kollision annähernd konstant bleibt.

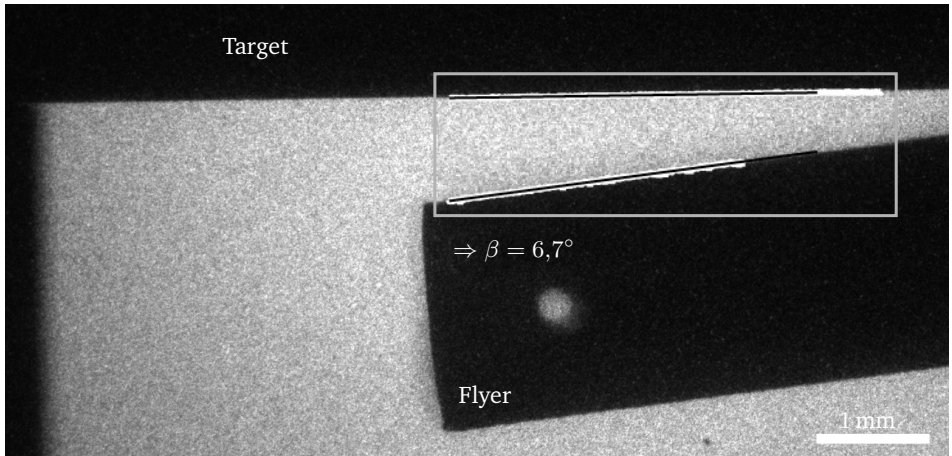


Abbildung 5.3: Hochgeschwindigkeitsaufnahme mit Bestimmung des Kollisionswinkels mittels Kantenerkennung (weiß) und Ausgleichsgeraden (schwarz) im ausgewählten Bereich (grauer Kasten)

5.2 Beurteilung des Fügeergebnisses

Die Beurteilung der Verbindungseigenschaften erfolgt zunächst für jedes gefügte Experiment mittels Ultraschall und der Bestimmung der gefügten Fläche. Der Messaufbau sowie die Vorgehensweise der Auswertung werden im Folgenden beschrieben. Zur genaueren Untersuchung der verschiedenen Prozessbereiche mit großflächigen Verbindungen werden ausgewählte Proben durch Scherzugversuche sowie lichtmikroskopische Aufnahmen der Fügezone und der umliegenden Bereiche analysiert.

5.2.1 Zerstörungsfreie Prüfung durch Ultraschall

Die Untersuchung durch Ultraschall ist ein gängiges Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung von Werkstoffen und Schweißverbindungen [DIN17]. Dabei werden Ultraschallwellen in den zu prüfenden Körper geleitet und entweder das austretende Signal auf der Rückseite des

Körpers (Durchschall-Technik) oder das an einer Grenzfläche oder Inhomogenität reflektierte Signal (Impuls-Echo-Technik) erfasst und analysiert [DIN14].

Die Erzeugung der Ultraschallwellen erfolgt durch piezoelektrische oder magnetostriktive Aktoren in einem Prüfkopf, welcher entweder in direktem Kontakt mit dem zu prüfenden Bauteil oder mit etwas Abstand dazu positioniert ist. Für eine möglichst geringe Schwächung der Ultraschallwellen an der Grenzfläche des Bauteils wird ein Koppelmedium eingesetzt. Dies ist entweder ein lokal aufgetragenes Gel oder Öl oder ein Wasserbad, in welches das gesamte Bauteil gelegt wird. Die Schallgeschwindigkeit ist eine materialabhängige Größe. Daher müssen die Schallgeschwindigkeit des Koppelmediums und die des zu prüfenden Bauteils bei der Prüfung berücksichtigt werden. Hierbei wird neben der Intensität des Signals auch dessen Laufzeit gemessen, welche durch die Schallgeschwindigkeit proportional mit dem zurückgelegten Weg korreliert. Damit lässt sich die Tiefe des Fehlers sowie die Wanddicke des Bauteils bestimmen. [Sch19a]

Ultraschalluntersuchung kollisionsgeschweißter Verbindungen

Ultraschalluntersuchungen von EXW-Verbindungen zeigen, dass sich diese Methode eignet, um Aussagen zur Qualität der Verbindung zu treffen und lokale Fehler zu detektieren [Wro12; Wro14]. Jedoch ist die Analyse durch die komplexe Beschaffenheit und unterschiedlichen Ausprägungen der Fügezone (Abschn. 2.6) insbesondere bei artungleicher Werkstoffpaarung herausfordernd. So müssen die akustischen Impedanzen beim Übergang zwischen den Werkstoffen berücksichtigt werden [Wro12]. Wellige Fügezonen sowie intermetallische Phasen beugen und streuen die einfallende Welle, wodurch das Echo abgeschwächt wird [Wro14]. Für eine hohe örtliche Auflösung und gute Reflexionswerte der Verbindung ist eine möglichst hohe Frequenz der Ultraschallwellen (> 5 MHz) zu verwenden [Wro12].

Es lässt sich festhalten, dass die Methode des Ultraschalls für die zerstörungsfreie Untersuchung der Fügezone kollisionsgeschweißter Verbindungen geeignet ist. Neben der qualitativen Detektion kann sie auch genutzt werden, um die quantitativ gefügte Fläche zu ermitteln. Eine hohe Frequenz erlaubt dabei eine hohe flächige Auflösung.

Ultraschalluntersuchungen mit *Amsterdam Technology MiniScanner*

Der im Rahmen dieser Arbeit eingesetzte *MiniScanner* von *Amsterdam Technology* ist ein Ultraschallmesssystem, in dessen Prüfkopf ein Ultraschall-Wandler eine kombinierte rotatorisch-translatorische Bewegung ausführt. Dadurch wird innerhalb kurzer Zeit eine Fläche im Form eines Langlochs mit 25 mm Länge und 11,4 mm Breite erfasst. Die vergleichsweise hohe Frequenz der erzeugten Ultraschallwellen von 35 MHz erlaubt eine flächige Auflösung eines Messpunkts von 0,1 mm x 0,1 mm. Insgesamt werden so 20.000 Messungen pro Prüfung im Impuls-Echo-Prinzip durchgeführt und jeweils als Verlauf der relativen Echo-Amplitude über der Zeit bzw. unter Berücksichtigung der Schallgeschwindigkeit des Materials über der Verbundtiefe gespeichert (A-Bild). Diese Messungen werden mithilfe von einstellbaren Blenden hinsichtlich der Signalamplitude in einem bestimmten Zeitbereich ausgewertet und als zweidimensionales Cluster dargestellt (C-Bild). [AMS11]

Die Untersuchung kollisionsgeschweißter Verbunde erfolgt im Wasserbad, wobei der Prüfkopf im Abstand von 12,5 mm mittig über der Oberseite des Verbunds angeordnet ist. Die drei möglichen Varianten der resultierenden A-Bilder aus dem empfangenen Echo der Schallwellen sind in Abb. 5.4 abgebildet. Der erste Ausschlag repräsentiert das Eintrittsecho in die Oberseite des oberen Fügepartners. In A-Bild I liegt keine Verbindung vor, was durch den zweiten Ausschlag angezeigt wird. Denn dieser wird durch die Reflexion der Schallwellen an der Grenzflächen zwischen den Fügepartnern hervorgerufen. Bei einer Verbindung wie in A-Bild II ist dieser zweite Ausschlag gering bzw. nicht ausgeprägt. Der dritte Ausschlag resultiert aus der Reflexion an der Unterseite des unteren Fügepartners. Dessen Auswertung dient der Überprüfung, dass die Schallwellen innerhalb des Verbunds reflektiert werden und nicht durch Streuung verloren gehen. Fehlt dieser Ausschlag und liegt auch kein Ausschlag am Grenzflächenübergang der Fügepartner vor wie in A-Bild III, kann an diesem Messpunkt keine Aussage über die Verbindung getroffen werden. Die möglichen Ursachen für die Streuung des Echos sind neben den zuvor genannten Eigenschaften der Fügezone verzerrte oder raue Oberflächen. Um diesen Effekt abzumildern, werden raue Oberflächen oder die Oberflächen von Verbunden, die infolge der Kollision stark verformt sind, mittels Schleifen geglättet. Ein nachträglicher Vergleich der Bereiche, die schon vor der Bearbeitung sichtbar waren, zeigt keine Beeinflussung des Messergebnisses durch das Schleifen. [Nie19*]

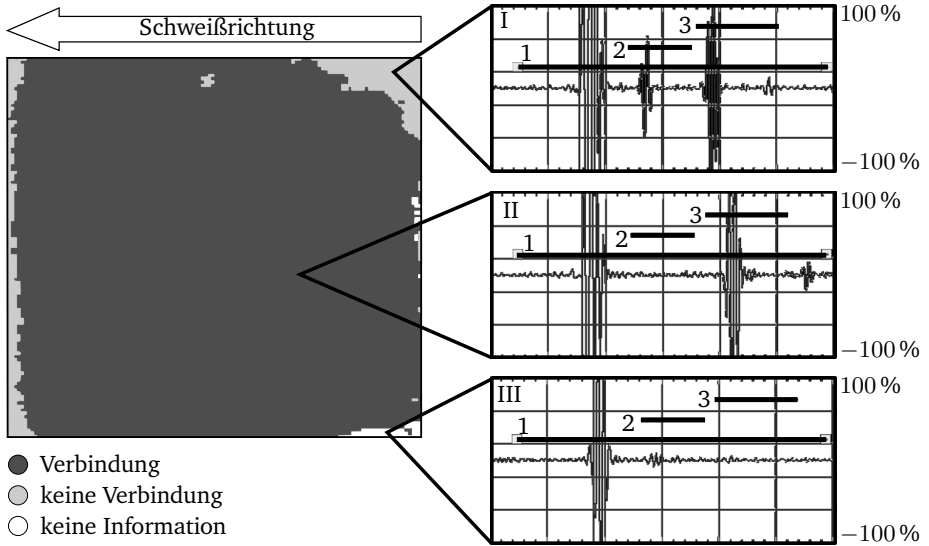


Abbildung 5.4: Ultraschall C-Bild eines kollisionsgeschweißten Verbundes mit drei A-Bildern (I-III), die als Grundlage der Fallunterscheidung dienen nach [Nie19*].

Um die Auswertung der Ultraschallaufnahmen zu automatisieren, werden in jedem A-Bild drei Blenden eingesetzt (Bild 5.4), die abschnittsweise über die Probentiefe den Maximalwert der Echo-Amplitude auslesen. Blende 1 dient der Erfassung des Eintrittsechos und damit der Position der Verbundoberseite. An dieser werden der Beginn der Blenden 2 und 3 mit einem zuvor eingestellten Abstand ausgerichtet. Beide erfassen jeweils den Maximalwert innerhalb ihres Bereichs, welcher für die darauf folgende Auswertung relevant ist und als Matrixeintrag in eine CSV-Datei gespeichert wird. Die Größe und die Position der Blendenbereiche richtet sich dabei nach den Verbunddicken. Blende 1 kann dabei über einen großen Bereich gelegt werden, um eventuelle Höhenunterschiede zwischen zwei Verbunden oder auch innerhalb eines Verbunds z.B. durch Verformung auszugleichen. Die Blenden 2 und 3 können durch einen breiteren Bereich ebenfalls einen Höhenversatz der zu erfassenden Grenzflächen berücksichtigen, dürfen sich aber nicht überschneiden.

Zur Auswertung wird ein *MathWorks MATLAB*-Skript verwendet. Dabei werden die Blendenwerte 2 und 3 jeden A-Bildes einer Fallunterscheidung mit zwei Schwellwerten unterzogen:

1. Keine Verbindung liegt vor, wenn Blendenwert 2 größer als der Grenzflächenschwellwert ist.
2. Eine Verbindung liegt vor, wenn Blendenwert 2 kleiner als der Grenzflächenschwellwert und Blendenwert 3 größer als der Schwellwert der Verbundunterseite ist.
3. Trifft keiner der beiden Fälle zu, kann keine Information zum Verbindungszustand ausgegeben werden.

Die Schwellwerte wurden empirisch durch den Vergleich mit Mikroskopaufnahmen von Schlifens ermittelt (Abschn. 5.2.3) und werden auf $< 15\%$ Amplitude des Echos für die Grenzfläche und auf $< 10\%$ für die Verbundunterseite gesetzt. Das Ergebnis dieser Auswertung wird in eine zweidimensionale Matrix für den Gesamtverbund eingetragen (Abb. 5.4 (b)) und die Flächenanteile werden nach obiger Unterscheidung unter Berücksichtigung der vom Hersteller angegebenen Auflösung des Messpunkts berechnet.

Da die Proben teilweise seitlich und längs mit Versatz kollidieren, werden die auszuwertenden Bereiche der Ultraschallmessung händisch festgelegt und die Kantenlängen der überlappenden Fläche der Proben mittels eines Messschiebers gemessen. Es ist jedoch zu beachten, dass die Breite des Scanbereichs des *MiniScanners* (11,4 mm) kleiner als die Probenbreite (12 mm) ist und der Verbund sich je nach Prozess- und Werkstoffparametern infolge der Kollision teils breitet. Diese seitlichen Bereiche werden somit bei der Ultraschallmessung nicht erfasst. Daher wird für die Beurteilung des Fügeergebnisses bei der Berechnung der überlappenden Fläche eine maximale Breite von 11,4 mm verwendet und zur quantitativen Bewertung mit der verschweißten Fläche aus der Ultraschallauswertung ins Verhältnis gesetzt, welches als Schweißverhältnis bezeichnet wird. Diese Unsicherheiten sind bei der Beurteilung der Auswertung zu berücksichtigen. Trotz allem erlaubt die vorgestellte Methode eine qualitative und quantitative Analyse der gefügten Fläche, wodurch die Ausbildung der Fügezone in Abhängigkeit der Prozessparameter untersucht werden kann.

5.2.2 Verbundfestigkeit im Scherzugversuch

Die Verbundfestigkeit ist eine der zentralen Kenngrößen zur sicheren Auslegung eines mechanisch beanspruchten Verbundes. Eine Verbindung gilt als hochwertig, wenn das Versagen unter Last nicht in der Verbindungsstelle sondern im umgebenden Grundmaterial auftritt.

Zur Prüfung der Verbundfestigkeit wird bei kollisionsgeschweißten Verbindungen und insbesondere beim EMPS von Blechen häufig der Scherzugversuch verwendet. Dabei werden die freien Ende des Blech-Überlappverbunds auf Zug belastet, bis ein Versagen in der Verbindung oder im Grundmaterial auftritt. Als Auswertegröße wird die dabei gemessene Maximallast verwendet. Diese wird meist mit der theoretisch ertragbaren Last des Grundmaterials bei gleichem Querschnitt oder mit der gefügten Fläche in Relation gesetzt. Prinzipbedingt kommt es beim Scherzugversuch infolge des Überlapps zu einer außermittigen Krafteinleitung und damit neben der Scherbeanspruchung zu einer überlagernden Biegebeanspruchung. Dies kann durch die Verwendung von Ausgleichsblechen bei der Einspannung bis zu einem gewissen Grad kompensiert werden. [Bel16b]

Trotz dieser Einschränkung kommt der Scherzugversuch aufgrund seines geringen Aufwands und seiner Anwendungsnähe in vielen wissenschaftlichen Veröffentlichungen zum Einsatz, z.B. [Che21; Psy17; Sch19b]. Für eine vergleichbare Prüfung der im Modellversuch hergestellten Verbunde wurde eine Scherzugvorrichtung entwickelt, da die Verbunde aufgrund ihrer geringen Größe und Geometrie nicht direkt eingespannt werden können [Gro17].

Um die Handhabung der Vorrichtung zu verbessern und Störgrößen, insbesondere Reibung zwischen Fügepartner und Vorrichtung sowie das auftretende Kippmoment M_k aufgrund der auch in diesem Aufbau nicht vermeidbaren außermittigen Krafteinleitung, zu kompensieren, wurde die Vorrichtung konstruktiv überarbeitet.¹ Der resultierende Aufbau der Vorrichtung ist in Abb. 5.5 zu sehen. Zur Prüfung wird der Verbund mit dem Flyer nach unten weisend in den Probenhalter eingelegt. Die bewegliche Klaue nimmt das Target in einem Hohlraum auf und wird durch den Deckel geführt. Gleitplatten minimieren die Reibung bei der Relativbewegung von Klaue und Probenhalter bzw. Deckel. Für die Prüfung werden der Probenhalter und die Klaue in die Aufnahmen einer Zug-Druckprüfmaschine vom Typ *Zwick Roell 100*

¹Die konstruktive Überarbeitung erfolgte im Rahmen der Bachelor Thesis von S. Mubarak, betreut von B. Niessen [Mub21**].

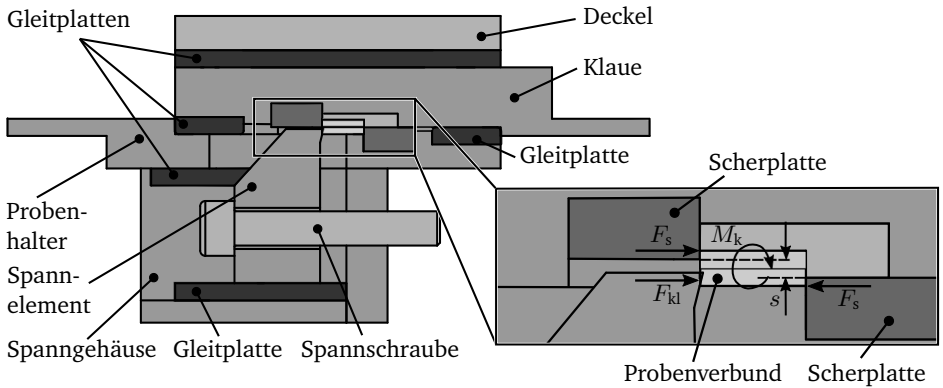


Abbildung 5.5: Aufbau der Scherzugvorrichtung kollisionsgeschweißter Verbunde im Schnitt mit Darstellung der Einspannung des Probenverbunds und der auftretenden Lasten im Detail nach [Mub21**].

eingespannt und mit einer Prüfgeschwindigkeit von $0,1 \text{ mm s}^{-1}$ ca. 12 mm auseinander gefahren. Die Einleitung der Scherkraft F_s in den Verbund erfolgt durch zwei Scherplatten aus gehärtetem Stahl. Zur Reduktion des Verkippens wird der Flyer kraftformschlüssig durch ein Spannelement mit einer Klemmkraft F_{kl} an der Scherplatte fixiert. Der Abstand s der Scherplatten zueinander beeinflusst durch die resultierende außermittige Einleitung der Scherkraft F_s das Kippmoment M_k . Daher sollte s möglichst klein gewählt werden. Gleichzeitig ist zu beachten, dass der Verbund und die Fügezone nach der Kollision nicht ideal eben sind. Ist s zu klein gewählt, kann die Fügezone komplett oder teilweise außerhalb des Scherpalts liegen, wodurch eine fehlerhafte Messung erfolgt. In Versuchen hat sich ein Abstand von $s = 0,5 \text{ mm}$ als zweckmäßig erwiesen. [Mub21**]

5.2.3 Metallographische Untersuchungen

Zur makro- und mikroskopischen Beurteilung des Fügeergebnisses an verschiedenen Punkten des Prozessfensters werden ausgewählte Proben metallographisch präpariert. Die Untersuchung erfolgt lichtmikroskopisch mit einem Digitalmikroskop *Smartzoom 5* der Firma *Zeiss*

mit *PlanApo* Objektiven bei einer Vergrößerung von bis zu Faktor 1000. Die Schweißverbunde werden dazu in Epoxidharz eingebettet, in Schweißrichtung mittig getrennt sowie schrittweise geschliffen und poliert. Aufgrund der geringen Dicke der Fügezone von wenigen μm erfolgt das Einbetten der Proben um 30° um die Längsachse verkippt. Infolgedessen werden beim Schliff Fügezonenbereiche von mehreren Mikrometer Tiefe freigelegt, wodurch die Fügezone vergrößert wirkt und die Sichtbarkeit der auftretenden Charakteristika verbessert wird.

5.3 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Methoden vorgestellt. Zur direkten Untersuchung des Kollisionsschweißprozesses wird dieser mittels eines Hochgeschwindigkeits-Prozessbeobachtungssystems erfasst. Die anschließende Verarbeitung der dabei entstandenen Aufnahmen erlaubt eine präzise und wiederholgenaue Ermittlung des Kollisionswinkels. Durch die weiteren Untersuchungen mittels Ultraschall, Scherzug und metallographischer Schriffe kann das Fügeergebnis mit den Prozessparametern korreliert werden.

6 Experimentelle Untersuchung des Kollisionsschweißens

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung des Kollisionsschweißens bei niedrigem Energieeintrag vorgestellt. Dies umfasst die Prozessfenster und deren Grenzen für verschiedene Fügepartner-Konfigurationen, welche unter Verwendung des vorgestellten Modellversuchsstands mit rückseitiger Abstützung des Targets ermittelt wurden. Abschließend werden die Ergebnisse der erfolgten Untersuchungen zu den Fügezoneneigenschaften dargelegt.

6.1 Prozessfenster

Grundlage der Untersuchungen dieser Arbeit ist ein experimentell ermitteltes Prozessfenster kollisionsgeschweißter Fügepartner aus EN AW-1050A Hx4 in artgleicher Paarung und einer Blechdicke der Fügepartner von 2 mm. Die Ergebnisse der Variation des Kollisionswinkels im Bereich von ca. 1° bis 26° bei Kollisionsgeschwindigkeiten von 160 m s^{-1} bis 349 m s^{-1} sind in Abb. 6.1 (a) als Prozessfenster der beiden Prozessgrößen dargestellt¹. Ein Experiment gilt als verschweißt, wenn die Fügepartner nach der Versuchsdurchführung verbunden aus der Anlage entnommen werden. Ab einer minimalen Kollisionsgeschwindigkeit von 162 m s^{-1} kann bei $2,4^\circ$ eine Verbindung der Fügepartner erzielt werden. Mit höheren Kollisionsgeschwindigkeiten nimmt der Winkelbereich erfolgreicher Verbindungsbildung zu. Dabei bleibt der untere Grenzwinkel, der die untere Grenze des Prozessfensters in

¹Die Experimente wurden teilweise im Rahmen der Bachelor Thesis von S. Wolf, betreut durch B. Niessen, durchgeführt [Wol21**].

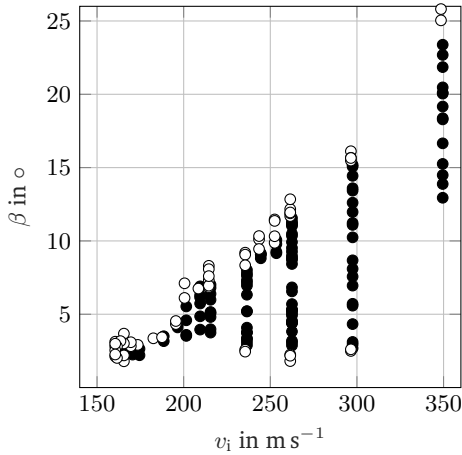
Abhängigkeit der Kollisionsgeschwindigkeit beschreibt, weitestgehend konstant und der obere Grenzwinkel, als obere Grenze des Prozessfensters, steigt an.

6.1.1 Variation der Dicke des Flyers

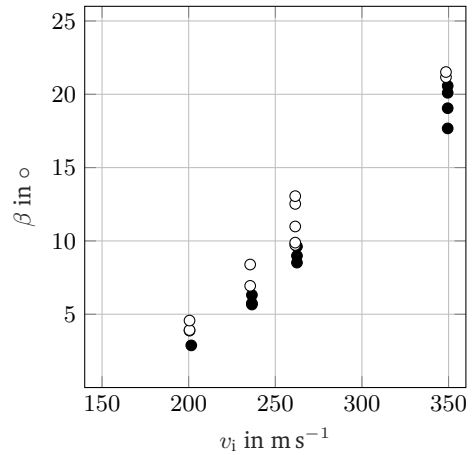
Die Variation der Flyer-Dicke kann den Fügeprozess in verschiedener Weise beeinflussen. So ist auch der kinetische Energieeintrag über die Massenänderung der Fügepartner an die Blechdicke gekoppelt. Außerdem ist die Laufzeit der durch die Kollision induzierten Stoßwellen innerhalb der Fügepartner abhängig von der Blechdicke. Hierdurch wird der Zeitpunkt des Eintreffens der an der Fügepartnerrückseite reflektierten Zugentlastungswelle verändert. Ferner kann die Blechdicke den Abrollprozess des Flyers während der Kollision durch eine Steifigkeitsänderung beeinflussen. Daher wird in einer Versuchsreihe die Blechdicke des Flyers spanend auf 1 mm reduziert und die Veränderung des oberen Grenzwinkels für vier Geschwindigkeiten im Bereich von 201 m s^{-1} bis 349 m s^{-1} erfasst (Abb. 6.1 (b)). Im Vergleich zur Versuchsreihe mit 2 mm Flyer-Dicke verläuft der obere Grenzwinkel-Verlauf insgesamt niedriger, wobei deren Abstand sich mit größerer Kollisionsgeschwindigkeit vergrößert.

Zur Untersuchung des Einflusses einer größeren Blechdicke, ohne den Werkstoff zu ändern, wird auf der Rückseite des Flyers ein Blechabschnitt mit den gleichen Abmessungen der Kollisionsfläche aufgeklebt. Somit verdoppelt sich dessen Blechdicke ebenso wie die Masse. Jedoch kann auf diese Weise nicht sichergestellt werden, dass sich auch die Laufzeit der Stoßwellen verdoppelt und diese nicht bereits an der Grenzfläche zwischen den beiden Blechlagen reflektiert werden bzw. mit der Schicht Cyanacrylat-Klebstoff interagieren. In dieser Konfiguration werden die oberen Grenzwinkel in einem Bereich von 201 m s^{-1} bis 297 m s^{-1} und zusätzlich der Verlauf des Prozessfensters für 201 , 236 und 262 m s^{-1} hin zu kleineren Kollisionswinkeln ermittelt (Abb. 6.1 (c)). Es zeigt sich, dass der obere Grenzwinkel bei gleicher Kollisionsgeschwindigkeit höher liegt als bei 2 mm Flyer-Dicke und sich auch hier der Abstand mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit vergrößert.

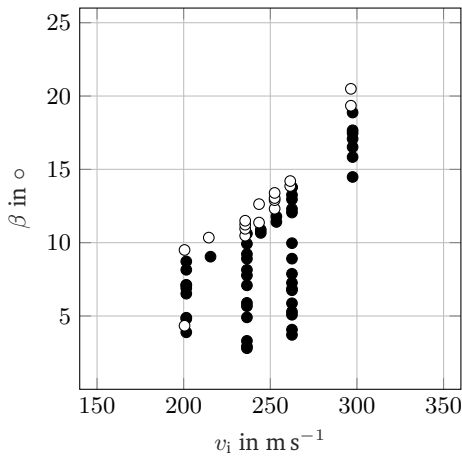
Für eine getrennte Betrachtung des Einflusses von Blechdicke und Masse wird eine zusätzliche Versuchsreihe bei 262 m s^{-1} durchgeführt, indem die Rückseite der kollidierenden Fläche des Flyers mit einer 0,5 mm dicken Schicht aus Blei versehen wird, welche die gleiche Masse wie der zusätzliche Blechabschnitt aus 2 mm dicken Aluminium besitzt. Gleichzeitig



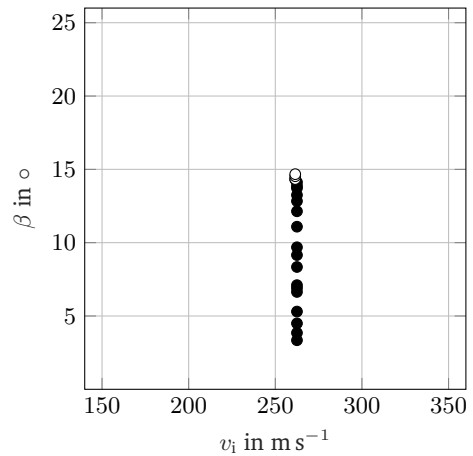
(a)



(b)



(c)



(d)

Abbildung 6.1: Prozessfenster für EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm (a), 1 mm (b) und 2 mm + 2 mm (c) Flyer-Dicke sowie mit zusätzlicher Schicht Blei auf der Flyer-Rückseite (d). Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welches bei einer erzielten Verschweißung der Fügepartner gefüllt ist.

erfolgt durch die unterschiedlichen akustischen Impedanzen der Werkstoffe eine vollständige Reflexion der Stoßwelle an der Grenzfläche [Lys03]. Somit wird die Masse gesteigert, aber die Laufzeit der Stoßwellen konstant belassen. Zudem ist die Biegesteifigkeit gemessen an dem Produkt des Elastizitätsmoduls E und des Flächenträgheitsmoments I gegenüber dem mit Blechaufdopplung deutlich geringer ($4608 \text{ GPa} \cdot \text{mm}^4$ vs. $800 \text{ GPa} \cdot \text{mm}^4$). Allerdings liegt der Wert auch 40 % höher als der des 2 mm Blechs, welcher $576 \text{ GPa} \cdot \text{mm}^4$ beträgt. Als Ergebnis ist festzuhalten, dass der obere Grenzwinkel ($14,1^\circ$) annähernd dem der Versuchsreihe mit Blechaufdopplung ($13,8^\circ$) entspricht (Abb. 6.1 (d)).

6.1.2 Variation der Werkstofffestigkeit

Um die Rolle der Werkstofffestigkeit auf den Fügeprozess zu untersuchen, werden zwei weitere Versuchsreihen durchgeführt. Dazu wird für weichgeglühtes Versuchsmaterial der Standardkonfiguration der obere Grenzwinkel für vier Kollisionsgeschwindigkeiten im Bereich von 201 m s^{-1} bis 297 m s^{-1} bestimmt. Dabei resultiert ein Verlauf des Grenzwinkels, der oberhalb dem der Versuchsreihe mit Material im halbharten Zustand liegt (Abb. 6.2 (a)) und deren Abstand mit der Kollisionsgeschwindigkeit zunimmt. Bei der Versuchsreihe mit Material höchster Kaltverfestigung wird der obere Grenzwinkel sowie der Verlauf des Prozessfensters hin zu kleineren Kollisionswinkeln im Bereich von 201 m s^{-1} bis 349 m s^{-1} bestimmt. Der Verlauf des Grenzwinkels liegt unterhalb dem des Materials im halbharten Zustand (Abb. 6.2 (b)) und dessen Abstand nimmt ebenfalls mit der Kollisionsgeschwindigkeit zu.

6.1.3 Variation des Werkstoffs

Aus vorangegangenen Untersuchungen ist bekannt, dass das Prozessfenster von Kupfer ETP bei niedrigeren Kollisionsgeschwindigkeiten beginnt, weshalb die Untersuchungen im Bereich von 120 m s^{-1} bis 201 m s^{-1} mit vier Abstufungen erfolgt, für die der Kollisionswinkelbereich des Prozessfensters bestimmt wird. Die qualitativen Verläufe des unteren und oberen Grenzwinkels entsprechen denen der übrigen Versuchsreihen (Abb. 6.3), jedoch ist die Steigung des oberen Grenzwinkels im Vergleich deutlich steiler.

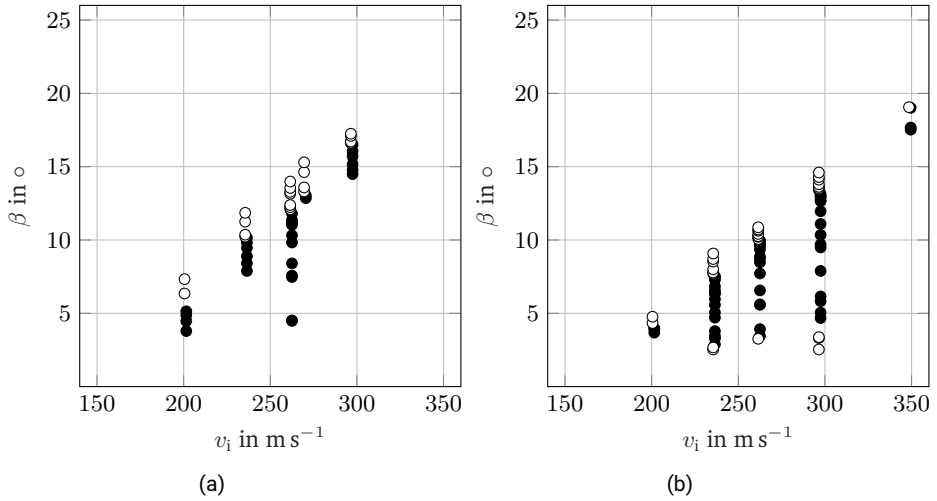


Abbildung 6.2: Prozessfenster für EN AW-1050A O (a) und Hx8 (b). Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.

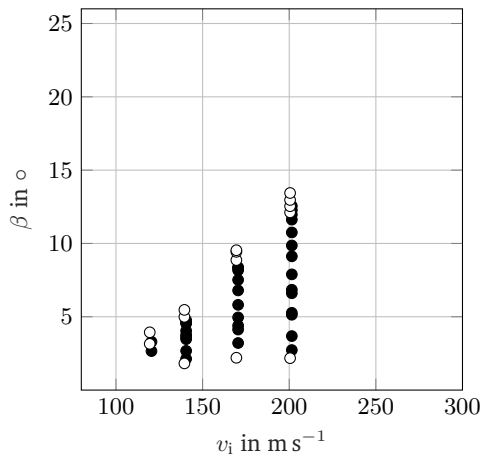


Abbildung 6.3: Prozessfenster für Cu ETP. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.

6.2 Ausbildung der Fügezone

Als ersten Schritt zur Beurteilung des Fügergebnisses erlauben Ultraschalluntersuchungen der Kollisionsfläche aller gefügten Experimenten die Bestimmung der Größe des gefügten Anteils und eine Charakterisierung hinsichtlich der flächigen Ausprägung. In Abb. 6.4 sind beispielhaft die Verläufe des Schweißverhältnisses über dem Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten von Experimenten mit EN AW-1050A Hx4 und 2 mm Flyer-Dicke aufgetragen. Für eine Kollisionsgeschwindigkeit von 349 m s^{-1} liegen nur Daten ab etwa 13° vor. An einigen Stellen treten Schwankungen zutage. Neben der in Abschn. 5.2.1 beschriebenen generellen Messunsicherheit ist hierbei zu berücksichtigen, dass sich für einige Experimente auch mit nachträglicher Präparation Bereiche ohne Information ergeben. Da sich der Anteil der geschweißten Fläche noch um diesen Bereich vergrößern kann, wird dies durch einen positiven Fehlerbalken des Schweißverhältnisses dargestellt.

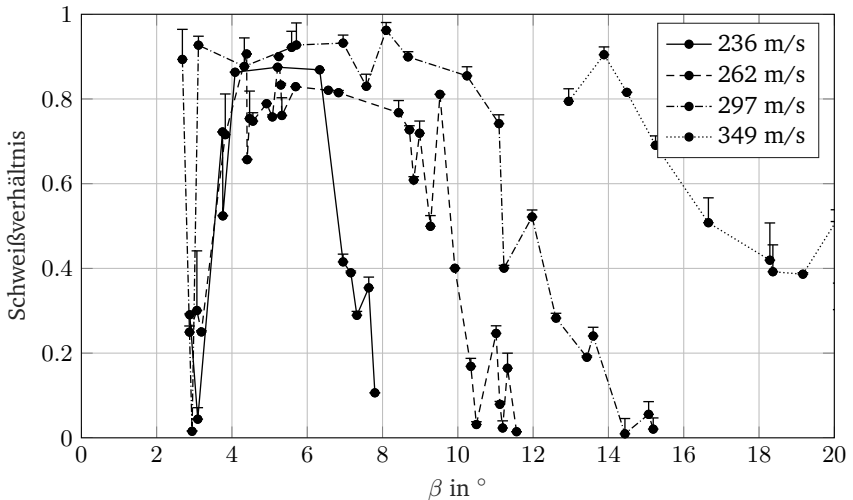


Abbildung 6.4: Schweißverhältnis über Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten mit EN AW-1050A Hx4 bei Flyer-Dicke von 2 mm.

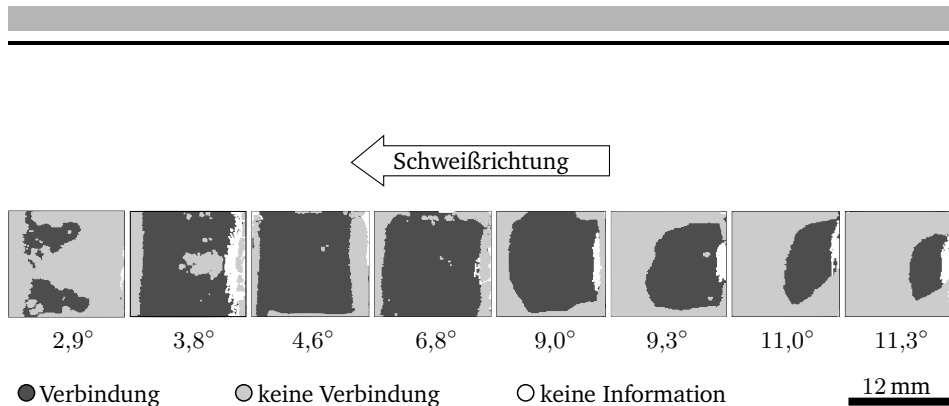


Abbildung 6.5: Veränderung der geschweißten Fläche über den Kollisionswinkel bei 262 m/s für EN AW-1050A Hx4 mit einer Flyer-Dicke von 2 mm.

Trotz dieser Unsicherheiten lassen sich folgende Aussagen tätigen, die sich qualitativ auf die Verläufe der übrigen Versuchsreihen übertragen lassen:

1. Tendenziell befindet sich für jede Kollisionsgeschwindigkeit im mittleren Kollisionswinkelbereich ein Plateau des maximalen Schweißverhältnisses, welches zum oberen und unteren Grenzwinkel stark abfällt.
2. Der Betrag des Schweißverhältnis-Plateaus nimmt mit steigender Kollisionsgeschwindigkeit bis in einen Bereich von 80 % bis 100 % zu.
3. Der Bereich des Schweißverhältnis-Plateaus wächst mit steigender Kollisionsgeschwindigkeit zu größeren Kollisionswinkeln.

Der Verlauf des Schweißverhältnisses ergibt sich aus den unterschiedlichen Ausprägungen der geschweißten Fläche mit steigenden Kollisionswinkeln, welche beispielhaft in Abb. 6.5 für Experimente bei 262 m s^{-1} mit EN AW-1050A Hx4 bei einer Flyer-Dicke von 2 mm dargestellt sind. Bei sehr kleinen Kollisionswinkeln entsteht nur in den hinteren seitlichen Bereichen eine Verbindung. Mit größer werdendem Kollisionswinkel beginnt die gefügte Fläche früher und reicht weiter in die Mitte hinein, bis im Bereich des maximalen Schweißverhältnis-Plateaus nur die Ein- und Auslaufbereiche sowie seitliche Randbereiche partiell nicht geschweißt sind. Wächst der Kollisionswinkel weiter an, bildet sich im hinteren Bereich zunehmend keine Verbindung aus, bis nahe dem oberen Grenzwinkel nur noch ein kleiner Bereich mittig nach dem Einlauf geschweißt ist.

6.2.1 Variation der Flyer-Dicke

Abb. 6.6 zeigt den Einfluss Flyer-Dicke auf das Schweißverhältnis für eine konstante Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m s^{-1} über den jeweiligen schweißbaren Bereich des Kollisionswinkels. Für eine Flyer-Dicke von 1 mm liegen nur Daten nahe des oberen Grenzwinkels vor. Dennoch kann anhand der vorliegenden Ergebnisse und vorherigen Erkenntnisse die Annahme getroffen werden, dass mit steigender Flyer-Dicke neben einem höheren Grenzwinkel auch der Winkelbereich mit einer großflächig geschweißten Kollisionsfläche zunimmt. Allerdings ist der Anstieg des Maximalwerts nur geringfügig, was auch an den bereits hohen Schweißverhältnissen bei 2 mm Blechdicke liegen mag. Beim Vergleich der Versuchsreihe mit Blechaufdopplung gegenüber der Variante mit einer zusätzlichen Schicht Blei zeigt sich ein qualitativ ähnlicher Verlauf. Die Abweichungen lassen sich auf die vergleichsweise geringe Anzahl an Versuchen und die oben genannten Messunsicherheiten zurückführen.

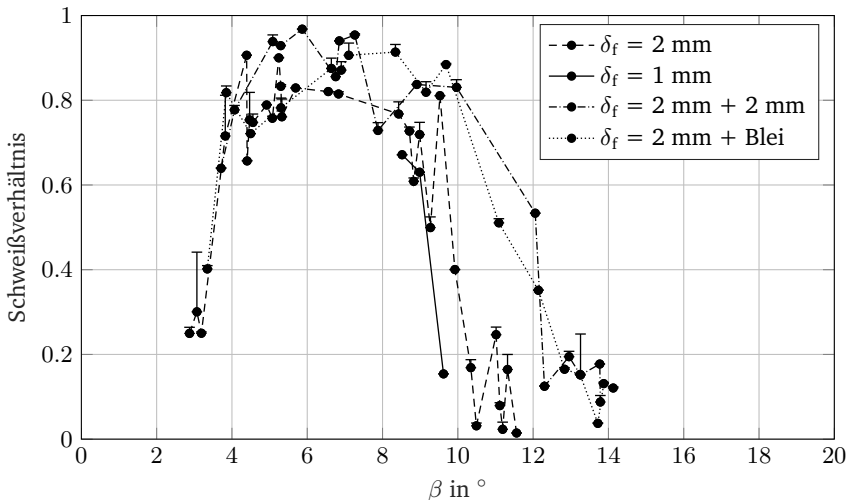


Abbildung 6.6: Schweißverhältnis über Kollisionswinkel mit EN AW-1050A Hx4 für verschiedene Flyer-Dicken bei einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m/s.

6.2.2 Variation der Werkstofffestigkeit

Der Einfluss der Werkstofffestigkeit ist in Abb. 6.7 durch die Ermittlung des Schweißverhältnisses bei einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m s^{-1} für EN AW-1050A im weichgeglühten Zustand sowie im halbharten und höchsten Kaltverfestigungszustand dargestellt. Analog zum größeren schweißbaren Bereich nimmt bei abnehmender Festigkeit das Plateau des maximalen Schweißverhältnisses ebenso wie dessen Betrag zu größeren Winkeln hin zu. Jedoch liegen die Verläufe für O und Hx4 nahe beieinander, während für Hx8 das Plateau bis auf einen Ausreißer deutlich niedriger verläuft und bereits bei kleineren Winkeln wieder abfällt.

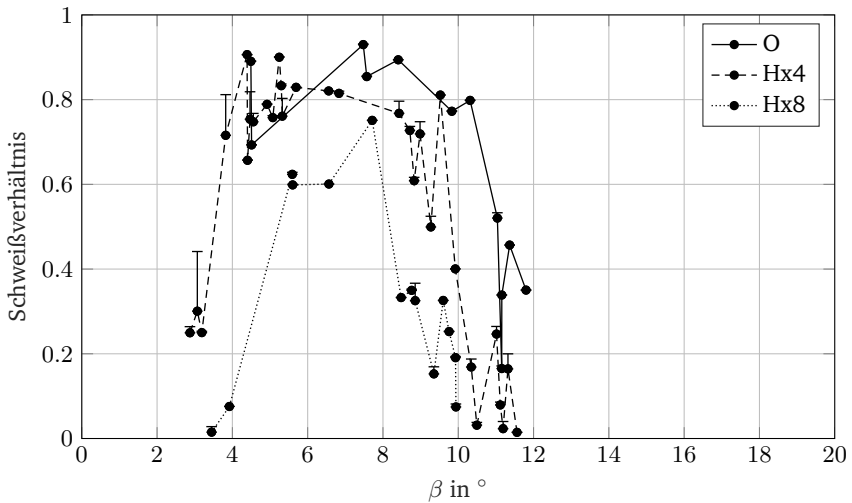


Abbildung 6.7: Schweißverhältnis über Kollisionswinkel für verschiedene Werkstofffestigkeiten durch Verwendung von EN AW-1050A mit unterschiedlichen Kaltverfestigungszuständen bei einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m/s.

6.2.3 Variation des Werkstoffs

Die in Abschn. 6.2 getroffenen Aussagen zum Verlauf des Schweißverhältnisses werden durch die Verwendung von Cu ETP und Untersuchungen damit bei verschiedenen Kollisionsgeschwindigkeiten und -winkeln bestätigt (Abb. 6.8). Es zeigt sich, dass auch bei den vergleichsweise niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten großflächig geschweißte Verbindungen erzeugt werden können.

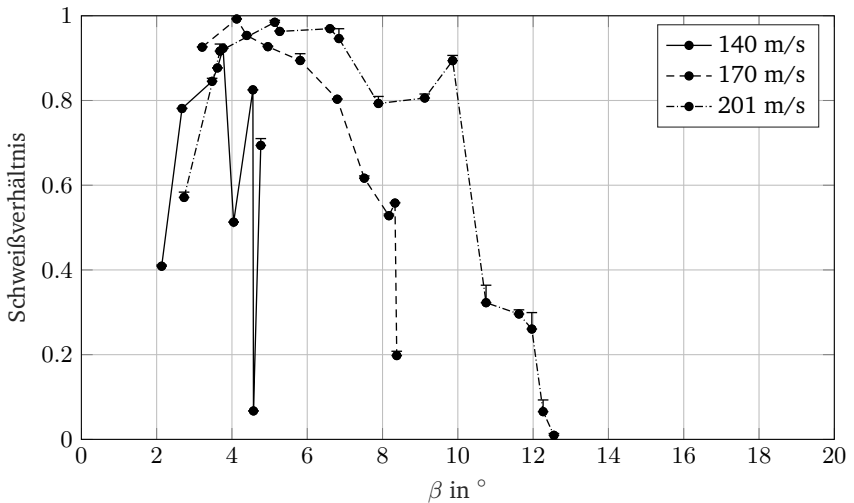


Abbildung 6.8: Schweißverhältnis von Cu ETP über Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten.

6.3 Verbundfestigkeit

6.3.1 Voruntersuchungen

Zur Untersuchung der globalen Verbundfestigkeit werden ausgewählte Experimente aus verschiedenen Versuchsreihen nach der in Abschn. 5.2.2 beschriebenen Vorgehensweise unter Aufzeichnung von Prüfweg und -kraft zerstörend geprüft. Die geprüften Experimente repräsentieren überwiegend solche, bei denen großflächige Verschweißungen erzielt werden. Ergänzt werden diese um Experimente aus der ansteigenden bzw. abfallenden Flanke des jeweiligen Plateaus. In Tabelle 6.1 sind die Experimente mit Prozessparametern, geschweißter Fläche und Versagensart aufgeführt.

Zwei Versagensarten sind zu unterscheiden: Versagen der Fügezone und Versagen des Grundmaterials. Beide Versagensarten unterscheiden sich signifikant im Weg-Kraft-Verlauf der Prüfung (Abb. 6.9). Während beim Versagen im Grundmaterial die Kraft kontinuierlich anwächst und ihren Maximalwert erst gegen Ende der Prüfung erreicht, tritt die Maximalkraft beim Versagen in der Fügezone bereits in den ersten zwei Millimetern Prüfweg auf und fällt dann stark ab. Zudem liegt ihr Betrag deutlich unterhalb dem des zuvor beschriebenen Schadensfalls.

Zwei Gründe können zum Versagen im Grundmaterial führen. So kann einerseits die Festigkeit der Fügezone oberhalb des Grundmaterials liegen, andererseits ist aufgrund des im Vergleich zum Scherschneiden großen Spalts und horizontalen Abstands zwischen den Scherplatten nicht sichergestellt, dass die maximale Spannung auch tatsächlich in der Fügezone und nicht im Grundmaterial nahe den Kanten der Scherplatten liegt. Zudem wirkt die Spannung aufgrund der großen Verbundlänge nur im Bereich der Scherkanten und fällt zur Mitte ab. Darauf deutet das Schadensbild im Grundmaterial gescherter Proben hin. Der durch die beiden Scherplatten initiierte Spannungszustand wird in Mittenrichtung des Verbunds nach einem Peak stark abnehmen, so dass dort keine oder nur eine geringe Scherspannung auf den Verbund wirkt. Stattdessen wirkt fortlaufend im Kontaktbereich der Scherplatten eine Spannungsüberhöhung, die zum lokalen Materialfluss führt. Der über den Prüfweg ansteigende Kraftverlauf ist dagegen durch Reibungseffekte der zunehmend verformten Fügepartner zu erklären. Grundsätzlich lässt sich jedoch aus den Ergebnissen der Stichprobe

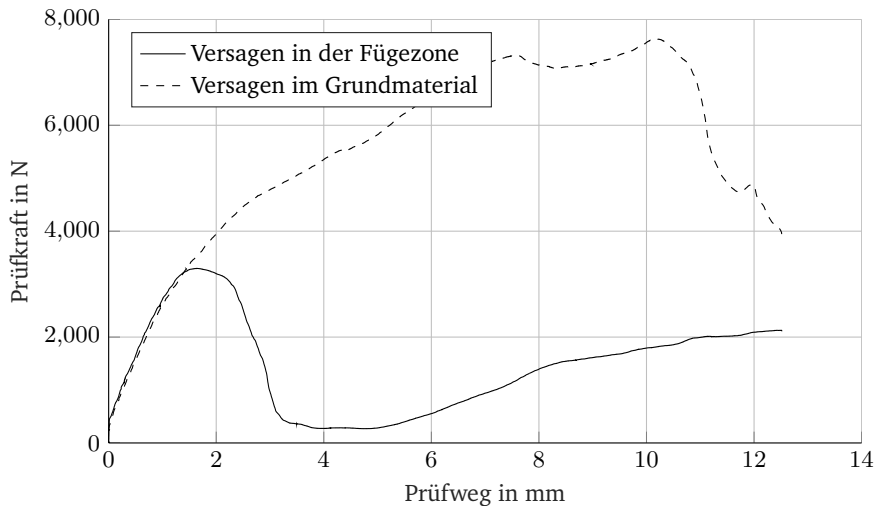


Abbildung 6.9: Weg-Kraft-Verlauf der Scherzug-Prüfung zweier Experimente mit EN AW-1050A Hx4 und 2 mm Flyer-Dicke mit zwei verschiedenen Versagensarten: in der Fügezone bei 262 m/s und 9,3° sowie im Grundmaterial bei 262 m/s und 8,7°.

herauslesen, dass nicht nur im Bereich des Plateaus des Schweißmaximums sondern auch in deren Randbereichen ab einer verbundenen Fläche von ca. 65 % eine belastbare Verbindung entstehen kann (Tabelle 6.1).

Tabelle 6.1: Prozessparameter, Schweißverhältnis und Versagensart der Scherzuggeprüften Experimente

Versuchsreihe	v_i in m s^{-1}	β in $^\circ$	Schweißverhältnis	Versagensort
EN AW-1050A Hx4, $\delta_f = 2 \text{ mm}$	236	4,1	0,86	Grundmaterial
	236	6,3	0,87	Grundmaterial
	262	3,8	0,72	Grundmaterial
	262	4,5	0,75	Grundmaterial
	262	8,7	0,73	Grundmaterial
	262	9,3	0,50	Fügezone
	297	2,7	0,96	Grundmaterial
	297	5,6	0,94	Grundmaterial
	297	8,7	0,90	Grundmaterial
	297	11,1	0,74	Grundmaterial
EN AW-1050A Hx4, $\delta_f = 2 \text{ mm} + 2 \text{ mm}$	236	3,3	0,73	Grundmaterial
	236	5,9	0,82	Grundmaterial
	236	7,1	0,56	Grundmaterial
	262	3,7	0,64	Grundmaterial
	262	5,1	0,94	Grundmaterial
	262	8,9	0,84	Grundmaterial
	262	12,1	0,53	Grundmaterial
EN AW-1050A Hx8, $\delta_f = 2 \text{ mm}$	236	6,0	0,62	Fügezone
	262	6,6	0,60	Grundmaterial
	262	8,5	0,33	Fügezone
	297	6,2	0,84	Grundmaterial
	297	9,5	0,82	Grundmaterial
	297	11,1	0,39	Grundmaterial
Cu ETP, $\delta_f = 2 \text{ mm}$	170	4,4	0,95	Grundmaterial
	170	6,8	0,80	Grundmaterial
	170	8,2	0,53	Fügezone
	201	5,3	0,96	Grundmaterial
	201	6,8	0,95	Grundmaterial
	201	9,1	0,81	Grundmaterial
	201	10,7	0,32	Fügezone

6.3.2 Einfluss von Kollisionsgeschwindigkeit und -winkel ²

Zur detaillierten Untersuchung der Verbundfestigkeit wurden für EN AW-1050A Hx4 und 2 mm Flyer-Dicke weitere Versuchsreihen mit Variation der Kollisionsgeschwindigkeit und des Kollisionswinkels durchgeführt. Für eine gleichmäßigere Spannungsverteilung im Fügezonbereich werden den Verbundproben jeweils mittig ein großflächig verschweißter Abschnitt von 3 mm Länge entnommen. Die verschweißte Fläche des Abschnitts wird erneut mittels Ultraschall ermittelt. Zur Prüfung wird der Abschnitt mit einer Adapterplatte in die Scherzugvorrichtung gespannt. Durch diese Maßnahme wird ein homogenerer Spannungszustand im Bereich zwischen den Scherplatten und somit in der Fügezone hervorgerufen, wie auch der Verlauf der Prüfkraft zeigt. So tritt die Maximalkraft innerhalb der ersten zwei Millimeter auf. Die verkürzte Probengeometrie wirkt sich zusätzlich vorteilhaft auf die Reibvorgänge während der Prüfung aus. Somit ist ein Vergleich mit der theoretischen Scherfestigkeit des Werkstoffs möglich, welche mit 80 % der Zugfestigkeit angenommen werden kann. [Mub21**]

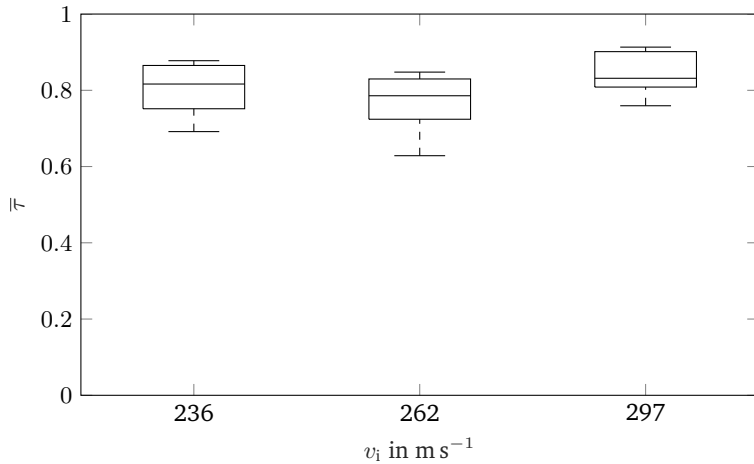
Der Einfluss der Geschwindigkeit auf die Verbundfestigkeit wird für drei Kollisionsgeschwindigkeiten (236 m s^{-1} , 262 m s^{-1} und 297 m s^{-1}) bei einem Kollisionswinkel von 5° untersucht. Da sich der Kollisionswinkel im Vorfeld nur mit einer Genauigkeit von $\pm 0,5^\circ$ einstellen lässt, werden zur statistischen Absicherung pro Kollisionsgeschwindigkeit jeweils fünf Verbünde geprüft. Für die Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird die maximale Prüfkraft $F_{S,\max}$ auf die mittels Ultraschall ermittelte geschweißte Fläche A_w bezogen und zu der theoretischen Scherfestigkeit τ_B ins Verhältnis gesetzt, welche sich wiederum aus der Zugfestigkeit R_m und einem empirischen Wert c_w zusammensetzt [Hel12]:

$$\tau_B = R_m \cdot c_w. \quad (6.1)$$

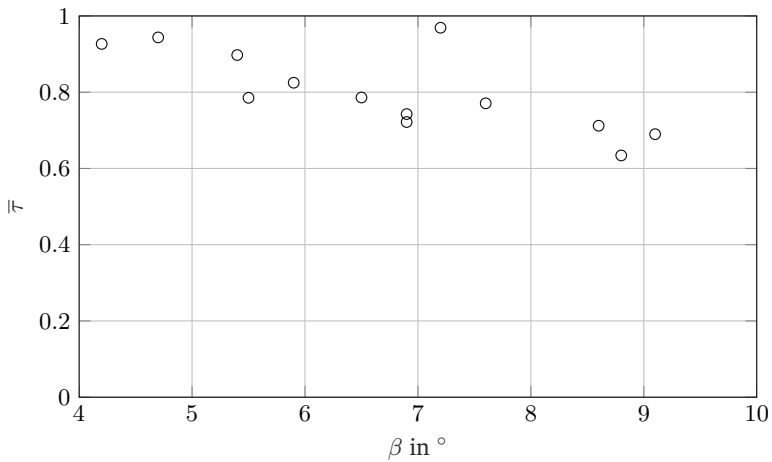
Der empirische Wert wird in der Literatur häufig mit 0,8 angegeben [Hel12]. Somit ergibt sich die Gleichung der relativen Scherfestigkeit $\bar{\tau}$ für kollisionsgeschweißte Verbindungen zu:

$$\bar{\tau} = \frac{F_{S,\max}}{A_w \cdot \tau_B} = \frac{F_{S,\max}}{A_w \cdot 0,8 \cdot R_m}. \quad (6.2)$$

²Die in diesem Abschnitt vorgestellten Untersuchungen entstanden im Rahmen der Bachelor Thesis von S. Mubarak, betreut von B. Niessen [Mub21**]



(a)



(b)

Abbildung 6.10: Scherzug-Prüfung von EN AW-1050A Hx4 und 2 mm Flyer-Dicke mit auf 3 mm gekürzten Verbundproben: Box-Plot der relativen Scherfestigkeit für unterschiedliche Kollisionsgeschwindigkeiten bei einem Kollisionswinkel von 5° (a); relative Scherfestigkeit für Variation des Kollisionswinkels bei 297 m/s; beide Diagramme nach [Mub21**].

Anhand des Box-Plots in Abb. 6.10 (a) ist ersichtlich, dass die erreichten Werte der relativen Scherfestigkeit im Mittel vergleichbar sind, aber für 297 m s^{-1} die geringste Streuung aufweisen. Es ist anzunehmen, dass die Streuung neben den Unsicherheiten bei der Ermittlung der gefügten Fläche aus der oben beschriebenen Variation des Kollisionswinkels resultiert. Die geringere Streuung bei 297 m s^{-1} deutet somit auf eine höhere Robustheit hinsichtlich einer Varianz des Kollisionswinkels hin. [Mub21**]

Durch die Variation des Kollisionswinkels für 297 m s^{-1} im Bereich von $4,2^\circ$ bis $9,1^\circ$, in welchem das Schweißverhältnis oberhalb von 80 % liegt (Abb. 6.4), wird dessen Einfluss auf die relative Scherfestigkeit ermittelt. Abb. 6.10 (b) stellt die aus der Scherzug-Prüfung resultierenden Werte der relativen Scherfestigkeit in Abhängigkeit des Kollisionswinkels dar. Es zeigt sich, dass mit steigendem Kollisionswinkel trotz großflächiger Verschweißung die Scherfestigkeit abnimmt, wobei es ab $5,4^\circ$ von einem Versagen im Grundmaterial zum Versagen in der Fügezone übergeht, mit Ausnahme eines Ausreißers bei $7,2^\circ$. Wird dieses Erkenntnis in Relation zu den größeren Streuungen der Scherfestigkeit bei den niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten gesetzt, lässt sich schlussfolgern, dass bei diesen hochfeste Verbindungen für kleinere Winkelbereiche als bei 297 m s^{-1} erzielt werden können. [Mub21**]

6.4 Erscheinungsbild der Fügezone

Um Rückschlüsse auf den wirkenden Fügemechanismus sowie Eigenschaften der Verbindung ziehen zu können, wird das Erscheinungsbild der Fügezone großflächig verschweißter Verbunde der Versuchsreihen für EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm Flyer-Dicke und mit Blechdopplung sowie für EN AW-1050A Hx8 und Cu ETP lichtmikroskopisch untersucht.

Wie Tab. 6.2 zu entnehmen ist, lässt sich die Fügezone bei einem Teil der präparierten Verbunde abgesehen vom Einlauf- und Auslaufbereich nicht erkennen. Dies gilt für Aluminium-Verbunde bei größeren Kollisionswinkeln und für alle Kupfer-Verbunde (Abb. 6.11 (a)). Bei Aluminium-Verbunden mit kleineren und mittleren Kollisionswinkeln sind Teile bzw. die gesamte Fügezone in Form eines wenige Mikrometer dicken Bandes sichtbar, welches in unterschiedlicher Stärke ausgebildet ist (Abb. 6.11 (b)-(d)). Ausgehend von vorherigen Arbeiten kann angenommen werden, dass es sich um geschmolzenes und wiedererstartetes

Tabelle 6.2: Prozessparameter, Schweißverhältnis und Erscheinungsbild der Fügezone

Versuchsreihe	v_i in m s^{-1}	β in $^\circ$	Schweißverhältnis	Erscheinungsbild
EN AW-1050A Hx4, $\delta_f = 2$ mm	236	5,2	0,87	GWG ab 5/6 FZ
	262	4,3	0,91	GWG ab 1/2 FZ
	262	5,3	0,83	GWG ab 2/3 FZ
	262	6,6	0,82	partiell GWG, Fehlstellen sichtbar
	262	8,4	0,77	FZ nicht erkennbar
	297	3,1	0,93	durchgehend GWG
	297	5,7	0,93	GWG ab 6/7 FZ
	297	8,1	0,96	FZ nicht erkennbar
EN AW-1050A Hx4, $\delta_f = 2$ mm + 2 mm	236	4,9	0,92	GWG ab 1/4 FZ
	262	4,1	0,78	durchgehend GWG
	262	5,9	0,97	partiell GWG ab 1/2 FZ
	262	6,8	0,94	FZ nicht erkennbar
	262	10,0	0,83	FZ nicht erkennbar
EN AW-1050A Hx8, $\delta_f = 2$ mm	262	5,6	0,63	GWG ab 1/4 FZ
	262	7,7	0,75	FZ nicht erkennbar
	297	5,0	0,79	durchgehend GWG
	297	7,9	0,88	FZ nicht erkennbar
Cu ETP, $\delta_f = 2$ mm	140	3,8	0,92	FZ nicht erkennbar
	170	4,1	0,99	FZ nicht erkennbar
	201	3,7	0,92	FZ nicht erkennbar
	201	6,6	0,97	FZ nicht erkennbar

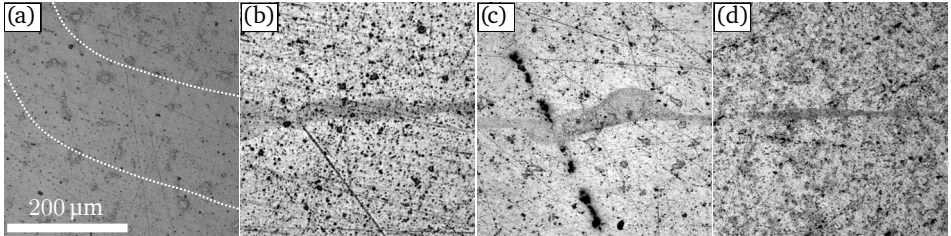


Abbildung 6.11: Lichtmikroskopaufnahmen kollisionsgeschweißter Verbunde aus Cu ETP bei 201 m/s und $6,6^\circ$ – gestrichelte Linien markieren Bereich des potentiellen Fügezonenverlaufs (a), EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm Flyer-Dicke bei 262 m/s und $4,3^\circ$ (b), EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm + 2 mm Flyer-Dicke bei 262 m/s und $4,1^\circ$ (c) und EN AW-1050A Hx8 bei 262 m/s und $5,6^\circ$ (d). In (b)-(d) FZ als Band GWG sichtbar. Die Schweißrichtung ist von rechts nach links.

Gefüge (GWG) handelt [Sha16; Nie20*]. Das dadurch gegenüber dem Grundmaterial veränderte Gefüge führt zu einer anderen Brechung des Lichts, wodurch es im Lichtmikroskop sichtbar wird. Wellen sind dagegen nur vereinzelt bei Einschlüssen oder bei GWG sichtbar.

6.5 Zusammenfassung

Die in diesem Kapitel dargelegten Ergebnisse zeigen, dass sich das Prozessfenster des Kollisionsschweißens unabhängig vom Werkstoff ab einer minimalen Kollisionsgeschwindigkeit durch eine obere und untere Grenze des Kollisionswinkels beschreiben lässt. Während der untere Grenzwinkel mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit weitestgehend konstant bleibt, wächst der obere Grenzwinkel kontinuierlich an. Dieses Verhalten bleibt auch prinzipiell bestehen, wenn die Blechdicke des Flyers oder die mechanische Festigkeit des Werkstoffs variiert wird. Jedoch verschiebt sich der obere Grenzwinkel bei zunehmender Blechdicke sowie abnehmender Festigkeit bei gleicher Kollisionsgeschwindigkeit zu größeren Werten des Kollisionswinkels. Zudem nimmt der Abstand der Grenzwinkel-Verläufe mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit zu. Ergänzende Untersuchungen mit einer Schicht aus Blei bekräftigen den Einfluss der Masse bei Zunahme der Blechdicke und entkräften den Einfluss

der Druckwellen und deren Laufzeit auf den oberen Grenzwinkel. Darüber hinaus zeigt sich kein bis nur ein geringfügiger Einfluss der Biegesteifigkeit.

Bei der flächigen Ausbildung der Fügezone ergibt sich für jede Kollisionsgeschwindigkeit ein Plateau maximalen Betrags für einen mittleren Kollisionswinkelbereich, welches zu beiden Seiten stark abfällt. Mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit wachsen Betrag und Bereich des Plateaus. Eine größere Blechdicke des Flyers und eine reduzierte Werkstofffestigkeit führen ebenfalls zu einem größeren Bereich großflächiger Verbindungen, wobei der Effekt der größeren Blechdicke des Flyers weniger stark ausgeprägt ist als der der variierten Werkstofffestigkeit.

Teilfaktorielle Untersuchungen der Scherzugfestigkeit bei verschiedenen Kollisionsgeschwindigkeiten und -winkeln für EN AW-1050A Hx4 zeigen, dass kollisionsgeschweißte Verbindungen die höchste Beanspruchbarkeit bei kleineren Winkeln des Plateaus aufweisen und mit größerem Kollisionswinkel trotz großflächiger Fügezone um bis zu 20 % abnehmen. Zudem sinkt die Varianz der Festigkeitswerte mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit.

Die lichtmikroskopische Betrachtung der Fügezone ergibt, dass für EN AW-1050A Hx4 und Hx8 bei kleineren und mittleren Kollisionswinkeln die Fügezone Hinweise auf ein partielles oder auch komplettes Aufschmelzen und Wiedererstarren der Fügezone aufweist. Bei größeren Winkeln ist dies nicht oder erst mit zunehmender Kollisionsgeschwindigkeit zu erkennen.

7 Prozessgrenzen des Kollisionsschweißens bei niedrigem Energieeintrag

Ausgehend von den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen werden in diesem Kapitel die Prozessgrenzen des Kollisionsschweißens bei niedrigem Energieeintrag ermittelt. Das Ziel ist, den Beginn und die Grenzen des schweißbaren Bereichs in Abhängigkeit der System-, Prozess- und Werkstoffparameter analytisch zu beschreiben.

Ausgangspunkt hierfür ist das auf die Kollisionsgeschwindigkeit adaptierte Prozessfenster nach Cuq-Lelandais et al. [CL14; CL16], für dessen unteren und oberen Grenzwinkel bei niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten keine Definition oder Herleitung auf Basis physikalischer Vorgänge existiert. Lediglich die minimale Kollisionsgeschwindigkeit wird auf den notwendigen Kollisionsdruck zum Erreichen des hydrodynamischen Bereichs in der Kollisionszone zurückgeführt. Im Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen dieser Arbeit ähnelt der untere Grenzwinkel qualitativ der Vorhersage des nicht näher begründeten konstanten Verlaufs bei niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten. Dagegen weichen die experimentellen Ergebnisse signifikant gegenüber dem angenommenen konstanten Verlauf des oberen Grenzwinkels ab.

Im Folgenden werden daher die den beiden Grenzwinkeln zugrunde liegenden Phänomene sowie die daraus resultierenden Verläufe in Abhängigkeit der untersuchten Einflussgrößen hergeleitet und beschrieben. Dabei wird auf die bereits gewonnenen Erkenntnisse aus den vom Autor mitveröffentlichten Publikationen [Gro19*; Nie19*; Nie20*] zurückgegriffen.

7.1 Unterer Grenzwinkel

Basierend auf dem hydrodynamischem Ansatz der Jet-Bildung leitet Wittman einen minimalen Kollisionswinkel im klassischen Prozessfenster her, welcher durch den Übergang des Materialstroms in den supersonischen Bereich ($v_m < c_s$) und der Ausbildung einer Stoßwelle im Staupunkt (bzw. in der Kollisionszone) definiert wird [Wal53; Cow63; Wit73]. Eigene vorangegangene Untersuchungen zeigen, dass dies für kleine Winkel auch über die Kollisionspunktgeschwindigkeit näherungsweise abgebildet werden kann, womit $v_c < c_s$ gelten muss [Gro19*]. Eingesetzt in Gl. 2.1 lässt sich somit der minimale Kollisionswinkel $\beta_{\min}(v_i)$ in Abhängigkeit der Kollisionsgeschwindigkeit bestimmen:

$$\tan \beta_{\min} = \frac{v_i}{c_s} \Rightarrow \beta_{\min}(v_i) = \arctan \left(\frac{v_i}{c_s} \right). \quad (7.1)$$

Der so berechnete Verlauf von β_{\min} mit den eingesetzten werkstoffspezifischen Schallgeschwindigkeiten für EN AW-1050A Hx4 und für Cu ETP bildet deren unteren Grenzwinkel im Vergleich mit den experimentellen Daten in guter Übereinstimmung ab (Abb. 7.1).

Allerdings sei angemerkt, dass der untere Grenzwinkel neben obigem Zusammenhang auch durch die Strömungsbedingungen und die Wärmeentwicklung im Kollisionsspalt beeinflusst wird [Nie18b*]. Gemäß dem Stand der Forschung ist sicherzustellen, dass die Partikelwolke, welche aus Bestandteilen des Jets, der Oberflächengrenzschichten und Grundmaterial bestehen kann, im ausreichenden Maße den Kollisionsspalt verlässt und nicht wieder in die Kollisionszone gelangt. Dies kann zwei Auswirkungen zur Folge haben: zum einen können die in ihr enthaltenen Verunreinigung zu schlechten Fügezoneneigenschaften führen oder die Verbindungsbildung behindern [Cro82]. Zum anderen kann die in ihr gespeicherte Wärme bei Wiedereinschluss zum übermäßigen Aufschmelzen der Kollisionszone führen und somit die Verbindungsbildung behindern [Lys03; HG17]. Eigene Untersuchungen zeigen, dass bei kleinen Kollisionswinkeln sich die Partikelwolke im Spalt sammelt und es sich erst eine Verbindung ausbildet, wenn sie seitlich herausströmen kann [Nie19*; Nie20*]. Dies zeigt sich auch als Ergebnis der aktuellen Versuchsreihe bei der Ausprägung der Fügezone (Abb. 6.5 bei 2,9° und 3,8°) sowie in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen, bei denen die Strömungscharakteristik der Partikelwolke mit der Ausprägung der Fügezone korreliert (Abb. 7.2).

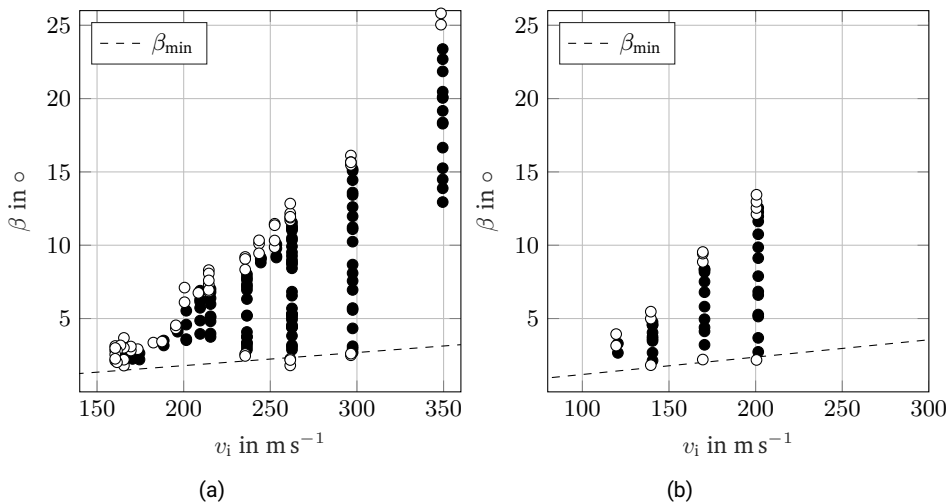


Abbildung 7.1: Prozessfenster für EN AW-1050A Hx4 (a) und für Cu ETP (b) mit unterem Grenzwinkel β_{\min} berechnet nach Gl. 7.1. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.

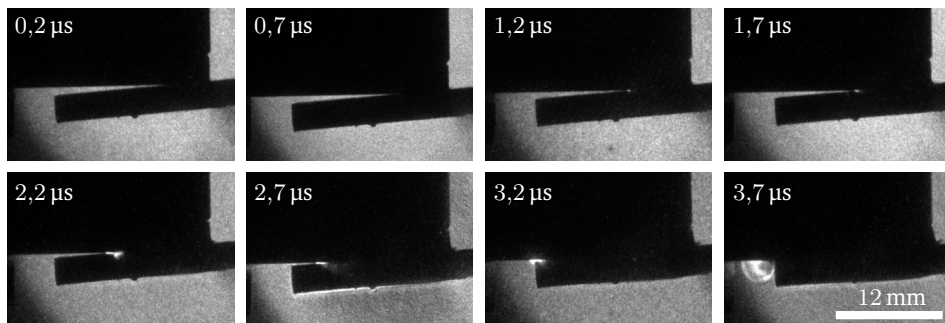


Abbildung 7.2: Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von EN AW-1050A Hx4 bei 262 m/s und $3,8^\circ$. Ein seitliches Herausströmen der leuchtenden Partikelwolke ist ab der Hälfte der Kollision erkennbar und korreliert mit dem Ergebnis der Fügezonenausbildung dieses Experiments in Abb. 6.5.

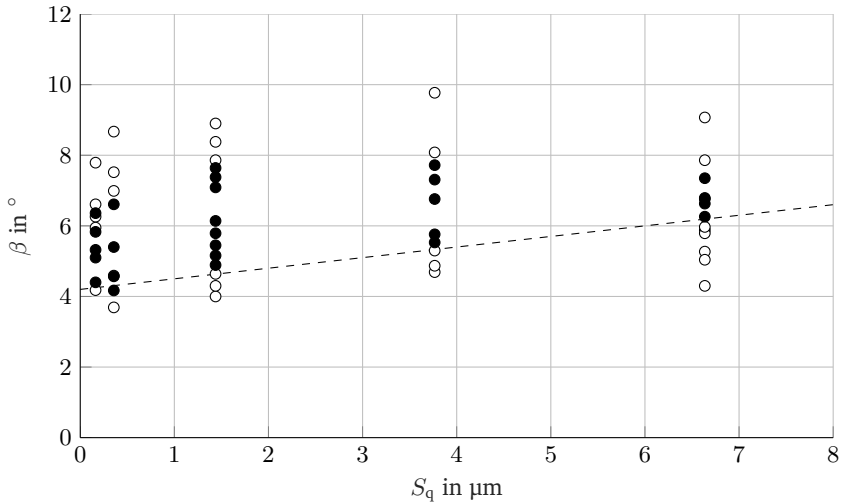


Abbildung 7.3: Der Einfluss des Oberflächenzustands, repräsentiert durch die mittlere quadratische Höhe der Oberflächenrauheit S_q , auf den unteren Grenzwinkel β_{\min} nach [Gro19*]

Darüberhinaus indizieren vorangegangene Untersuchungen zur Oberflächenrauheit der Kollisionsflächen mit EN AW-1050A Hx4 den Einfluss der ausströmenden Partikelwolke auf den unteren Grenzwinkel bei einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m s^{-1} [Gro19*]. Die verschiedenen Rauheitszustände resultieren aus dem Schleifen und Polieren der Oberflächen mit unterschiedlich großen Schleifpartikeln und weisen eine höhere Rauheit als die der ursprünglichen Oberfläche auf. In den damit durchgeführten experimentellen Untersuchungen tritt ein linear beschreibbarer Zusammenhang zwischen dem unteren Grenzwinkel und der eingestellten mittleren quadratischen Höhe der Oberflächenrauheit S_q (Abb. 7.3) auf, welcher sich mit der Methode der kleinsten Quadrate als folgende Gleichung approximieren lässt:

$$\beta_{\min}(S_q) = 0,3^\circ \mu\text{m}^{-1} \cdot S_q + 4,2^\circ. \quad (7.2)$$

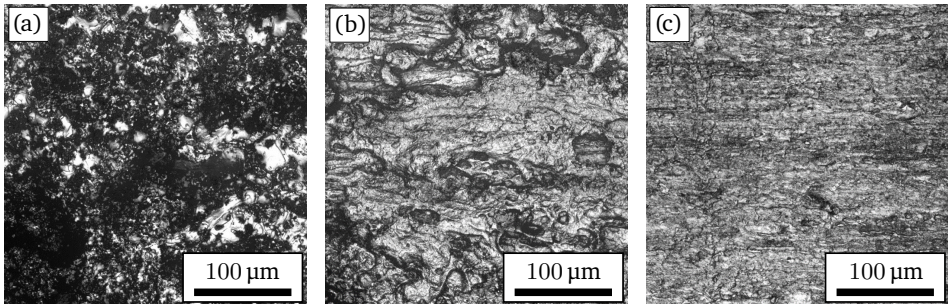


Abbildung 7.4: Aufnahmen der Kollisionsflächen nicht geschweißter Versuchsproben aus EN AW-1050A Hx4 bei 262 m/s und einem Kollisionswinkel von 2,3° (a), 3,3° (b) und 8,3° (c) mit konfokalem Weißlichtmikroskop.

Es ist anzunehmen, dass die raueren Oberflächen zu vermehrter Gasreibung und Turbulenzen der Strömung im Kollisionsspalt führen. Dadurch wird das Ausströmen der Partikelwolke aus dem Spalt verhindert und so ist trotz potentieller Ausbildung eines Jets die Verbindungsbildung nicht möglich. Zur Feststellung, ob die ausbleibende Verbindungsbildung auf (wieder)eingeschlossene Verunreinigungen oder den Wärmeeintrag zurückzuführen ist, werden die Oberflächen nicht geschweißter Versuchsproben durch ein konfokales Weißlichtmikroskop analysiert.¹ In Abb. 7.4 sind die Oberflächen zweier nicht geschweißter Versuche mit EN AW-1050A Hx4 bei 262 m s^{-1} und 2,3° (a) bzw. 3,3° (b) zu sehen. Trotz der geringen Differenz des Winkels unterscheidet sich die Topographie der Oberflächen stark. Während die Oberfläche bei 2,3° porös wirkt und lokale Ansammlungen feiner Partikeleinschlüsse abwechselnd mit aufgeschmolzener und wiedererstarteter Strukturen mit einer im Mittel 15 mal höheren Rauheit als im Ausgangszustand vorliegen, weist die Oberfläche bei 3,3° schwammartige, aber insgesamt glattere Strukturen auf (im Mittel 12 mal höhere Rauheit als Ausgangszustand), die auf ein großflächiges Aufschmelzen und Wiedererstarren bei einem Materialfluss in Kollisionsrichtung hindeuten. [Got19**]

Davon ausgehend scheinen somit beide oben genannten Thesen zur Behinderung der Verbindungsbildung in Abhängigkeit des Kollisionswinkels möglich:

¹Die Aufnahmen entstanden bei Untersuchungen im Rahmen der Master Thesis von C. Gotta, betreut von B. Niessen [Got19**].

-
1. Bei sehr kleinen Winkeln können nicht ausreichend Partikel austreten, sodass das Grundmaterial der Fügepartner nicht ausreichend in Kontakt kommt, um eine Verbindung auszubilden. Gleichzeitig erhitzen sich die Oberflächen so stark, dass die Oberflächen aufschmelzen und Anteile der Partikel eingeschlossen werden.
 2. Bei geringfügig größeren Winkeln kann die Partikelwolke in ausreichendem Maße dem Spalt entkommen. Jedoch ist die Wärmeentwicklung im Spalt weiterhin so groß, dass es zum globalen Aufschmelzen der Oberflächen kommt. Allerdings kann keine Verbindungsbildung in flüssiger Phase erfolgen, da der Druck in der Kollisionszone aufgrund der hohen Kollisionspunktgeschwindigkeit wieder abfällt, bevor ein ausreichendes Wiedererstarren unter Ausbildung einer Verbindung stattfindet [Lys03].

Für eine tiefergehende Einordnung des in Abhängigkeit der Prozessparameter vorherrschenden Fügemechanismus' sei auf Abschn. 8.1 verwiesen. Es ist jedoch festzuhalten, dass die in die Kollisionszone und in den Kollisionspalt eingebrachte Wärmemenge eine zentrale Rolle bei der Entstehung einer Verbindung bei kleinen Kollisionswinkeln spielt. Dies bestätigen vorausgegangene Untersuchungen mit der artungleichen Paarung von Aluminium und Kupfer (Kap. 9). Hierbei kann ein übermäßiges Aufschmelzen in der Kollisionszone dadurch vermieden werden, dass die Partikelwolke inklusive Jet die in ihr gespeicherte Wärmeenergie aus dem Spalt ausführt. Allerdings können wie im Stand der Forschung geschildert wieder von der Kollisionszone eingeschlossene Partikel zur Entstehung lokaler Schmelzbereiche in der Fügezone führen [Böh19; Li20b]. Die Partikelwolke nimmt somit eine wichtige Rolle für die Wärmeentwicklung in der Kollisionszone und im Kollisionspalt ein. Sie ist dabei nicht nur als Wärmequelle z.B. durch die Oxidation von Partikeln sondern auch als Wärmesenke auf den Prozess wirksam.

7.2 Oberer Grenzwinkel

Bei der Ermittlung der verantwortlichen Mechanismen des oberen Grenzwinkels werden folgende Annahmen getroffen:

1. Ein größerer Kollisionswinkel bei gleicher Kollisionsgeschwindigkeit resultiert in einer geringeren Kollisionspunktgeschwindigkeit und damit in einer geringeren Kompression

des Gases im Kollisionsspalt. Demnach ist eine deutlich geringe Temperatur im Spalt im Vergleich zu kleinen Kollisionswinkeln zu erwarten.

2. Daher ist anzunehmen, dass die Verbindungsbildung in fester Phase erfolgt, weshalb die Entstehung eines Jets zur Reinigung und Aktivierung der Verbindungsbildung notwendig ist. Folglich bestimmt das Auftreten bzw. das Ausbleiben eines Jets über die Verbindungsbildung und damit den oberen Grenzwinkel.

Letztere Annahme wird bestätigt durch die oben beschriebenen Topographie-Untersuchungen (Abb. 7.4 (c)) für einen Kollisionswinkel oberhalb des oberen Grenzwinkels dieser Versuchsreihe. Die geringfügig eingeebnete Kollisionsfläche entspricht hinsichtlich der Topografie und dem ermittelten Rauheitswert in etwa dem Ausgangszustand der Fügepartneroberflächen [Got19**]. Ebenso sind zuvor dort eingebrachte Längs- und Querrillen von 2 μm Tiefe noch überwiegend sichtbar, was für eine vernachlässigbare lokale Deformation der Kollisionsflächen und damit dem Ausbleiben eines Jets spricht [Got19**]. Auch die resultierende Abnahme der plastischen Deformation in Tiefenrichtung innerhalb des schweißbaren Bereichs zum oberen Grenzwinkel hin bekräftigen dies [Nie20*].

Folglich ließe sich annehmen, dass der durch die Kollision entstehende Druck in der Kollisionszone nicht ausreicht, um das Material dort in den hydrodynamischen Zustand zu überführen. Dem jedoch stehen die Ergebnisse zum oberen Grenzwinkel der experimentellen Untersuchungen bei Verwendung von Blei zur Steigerung der Flyer-Masse entgegen. Diese weisen keinen direkten Zusammenhang des oberen Grenzwinkels mit der Laufzeit der Druckwellen dafür aber mit einer Steigerung der Flyer-Masse auf. Allerdings hat nach Gl. 2.7 die Masse keinen Einfluss auf den entstehenden Druck bei impuls-dynamischen Vorgängen. Das deutet darauf hin, dass das hydrodynamische Modell der Jet-Bildung an dieser Stelle zu vereinfachend ist, da es nicht den Anteil der plastischen Deformation für die Abrollbewegung des Flyers berücksichtigt. Dieser nimmt wie von Lysak et al. gezeigt mit größerem Winkel zu [Lys03] und wird daher zu einem größeren Anteil an Umformarbeit in der Energiebilanz (Gl. 2.11) führen. Dadurch steht weniger Energie des initialen kinetischen Energieeintrags für die plastische Deformation der Grenzflächen und für die zur Verbindungsbildung notwendigen Vorgänge in der Kollisionszone und dem Kollisionsspalt zur Verfügung.

Gestützt wird diese These durch eine vorgelagerte Regressionsanalyse des oberen Grenzwinkelverlaufs in Abhängigkeit von der Kollisionsgeschwindigkeit für die experimentellen Prozessfenster von EN AW-1050A Hx4 mit 1 mm, 2 mm und 2 mm + 2 mm Flyer-Dicke. Da bei der experimentellen Untersuchung nicht für jede Kollisionsgeschwindigkeit der obere Grenzwinkel genau bestimmt ist, wird zur einheitlichen Auswertung für diese und die nachfolgenden Analysen bei jeder Kollisionsgeschwindigkeit ein Mittelwert aus dem geschweißten Experiment mit dem größten Winkel und dem nicht mehr geschweißten Experiment mit dem kleinsten Winkel berechnet. Die damit durchgeführten Analyse weist ein quadratischer Zusammenhang zwischen dem oberen Grenzwinkel und der Kollisionsgeschwindigkeit, welcher eine Verknüpfung zu einem kinetischen Energieanteil des Prozesses herstellt, mit $R^2 = 82\%$ ein höheres Bestimmtheitsmaß und eine um 6% höhere Anpassungsgüte als ein linearer Zusammenhang mit $R^2 = 76\%$ auf, welcher für einen Mechanismus basierend auf dem wirkenden Druck in der Kollisionszone nach Gl. 2.7 spräche.

Hiervon ausgehend wird ein empirischer Ansatz entwickelt, um den Verlauf des oberen Grenzwinkels unter Berücksichtigung von Prozess- und Werkstoffgrößen basierend auf physikalischen Zusammenhängen mit der Kollisionsgeschwindigkeit zu verknüpfen. Diese Vorgehensweise wird gewählt, da bisher nicht alle während der Kollision auftretenden Vorgänge vollständig bekannt sind. Insbesondere für das impakt-dynamische Werkstoffverhalten hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften bei hohen Dehnraten fehlen Eingangsgrößen, die sich nicht ohne Weiteres bestimmen lassen.

Physikalisch kann die Kollision der Fügepartner als unelastischer Stoß behandelt werden, da die Elastizitäten der Fügepartner aufgrund der hohen wirkenden Trägheiten vernachlässigbar sind. Beim unelastischen Stoß ist die Relativgeschwindigkeit nach dem Stoß null. Die kinetische Energie des Gesamtsystems vor dem Stoß wird in Formänderungsarbeit und die kinetische Energie des Gesamtsystems nach dem Stoß umgesetzt, woraus sich folgende Gleichung für die Formänderungsarbeit ΔW ergibt [Bög21]:

$$\Delta W = \frac{1}{2} \frac{m_1 \cdot m_2 \cdot (v_1 - v_2)^2}{m_1 + m_2}. \quad (7.3)$$

Bei einer reinen Kollision von Flyer und Target mit den Massen m_f und m_t unter je halber Kollisionsgeschwindigkeit v_1 ist die Relativgeschwindigkeit nach der Kollision im Idealfall null, wodurch sich die Gleichung für die Formänderungsarbeit beider Fügepartner unter

Verwendung der spezifischen Masse \tilde{m} ergibt zu:

$$\Delta W(v_i) = \frac{1}{2} \frac{m_f \cdot m_t}{m_f + m_t} \left(\frac{v_i}{2} + \frac{v_i}{2} - 0 \right)^2 = \frac{m_f \cdot m_t}{2(m_f + m_t)} v_i^2 = \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} \cdot v_i^2. \quad (7.4)$$

Die einfachste Form des Zusammenhangs des oberen Grenzwinkels β_{\max} und der Kollisionsgeschwindigkeit v_i ist somit über einen werkstoffspezifischen Faktor k_1 abbildbar:

$$\beta_{\max}(v_i) = k_1 \cdot \Delta W(v_i) = k_1 \cdot \frac{1}{2} \frac{m_f \cdot m_t}{m_f + m_t} v_i^2 = k_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} \cdot v_i^2. \quad (7.5)$$

Dieser Zusammenhang findet sich auch in der Gleichung der Energie W_2 wieder (Gl. 2.11), welche in die plastische Deformation der Fügezone fließt. Jedoch stellt die Gleichung ebenfalls einen empirischen Zusammenhang dar, in der ein komplexer Zusammenhang zwischen Kollisionsgeschwindigkeit und -winkel vorliegt. Dies erschwert eine getrennte Betrachtung der unterschiedlichen Mechanismen. Darüberhinaus liegt der experimentell zu ermittelnde Wert von W_2 für die verwendeten Werkstoffe nicht vor, weshalb Gl. 7.5 als Grundlage der weiteren Modellbildung genutzt wird.

In der aktuellen Konfiguration des Versuchsstands ist der Probenhalter des Targets mit einer rückwärtigen Abstützung versehen, dessen kinetische Anteile ebenfalls berücksichtigt werden müssen (Abschn. 4.1). Dies zeigt sich auch darin, dass der Verlauf des oberen Grenzwinkels der gleichen Werkstoffpaarung mit Abstützung des Targets höher liegt im Vergleich zu den Prozessfenstern der vorherigen Konfiguration [Gro19*]. Der Probenhalter ist durch den Rotor an den Motor gekoppelt, wodurch dem System kontinuierlich weiter Energie zugeführt wird. Um dessen Einfluss zu bestimmen, müsste der Geschwindigkeits- bzw. Drehzahlverlust des Target-Antriebs infolge der Kollision bestimmt werden. Dies ist jedoch aufgrund der zu geringen Abtastrate des Frequenzumrichters nicht mit der nötigen zeitlichen Auflösung möglich, weshalb obige Gleichung um einen Faktor k_2 ergänzt wird, der die etwaigen Trägheits- und Energieanteile des Antriebs inkl. Fügepartnerabstützung wiedergibt:

$$\beta_{\max}(v_i) = \left(k_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} + k_2 \right) v_i^2. \quad (7.6)$$

Des Weiteren zeigen die Ergebnisse in Abschn. 6.1.1, dass bei größerer Flyer-Dicke sich der Verlauf des oberen Grenzwinkels zu größeren Werten des Kollisionswinkels verschiebt. Durch das geänderte Volumen des Flyers geht die Variation der Flyer-Dicke bereits in die

spezifische Masse \tilde{m} ein. Allerdings ändert sich auch die Steifigkeit des Flyers in Abhängigkeit von dessen Dicke. Wenn auch die Untersuchungen mit Blei einen geringen Einfluss vermuten lassen, kann hierdurch die Abrollbewegung des Flyers beeinflusst werden, welche mit einem freien Biegevorgang vergleichbar ist. Mit zunehmendem Winkel muss daher mehr Arbeit zum Schließen des Kollisionsspalts aufgewendet werden, weshalb die Blechdicke des Flyers δ_f quadratisch entsprechend dem Widerstandsmoment gegen Biegen eines Rechteckquerschnitts gemeinsam mit einem empirischen Faktor k_3 berücksichtigt wird:

$$\beta_{\max}(v_i) = \left(k_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} + k_2 \right) v_i^2 + k_3 \cdot \delta_f^2. \quad (7.7)$$

Laut den Resultaten in Abschn. 6.1.2 hat die Werkstofffestigkeit ebenfalls einen Einfluss auf den Verlauf des oberen Grenzwinkels. Jedoch wird sich diese aufgrund der zeitlich und örtlich sehr unterschiedlichen physikalischen Zustände hinsichtlich Dehnrates, Dehnungen, Spannungszustand und Temperatur während des Kollisionsvorgangs und auch innerhalb der Fügepartner höchst unterschiedlich einstellen. Vorgreifend lässt sich allerdings feststellen, dass eine Verknüpfung der empirischen Faktoren mit Materialkennwerten in verschiedenen Variationen bei der Bestimmung der Koeffizienten kein Ergebnis höherer Modellgüte liefert. Dies wird jedoch durch einen weiteren, alleinstehenden empirischen Faktor k_4 erreicht:

$$\beta_{\max}(v_i) = \left(k_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot \tilde{m} + k_2 \right) v_i^2 + k_3 \cdot \delta_f^2 + k_4. \quad (7.8)$$

Die Überprüfung der Eignung obiger Gleichungen zur Beschreibung des oberen Grenzwinkels erfolgt mithilfe einer nicht-linearen Regression. Diese ermittelt mit der Funktion *nlinfit* in *MathWorks MATLAB* unter Verwendung der Methode der iterativ neugewichteten kleinsten Quadrate die empirischen Koeffizienten [Mat22]. Gegenüber den Standardeinstellungen der Funktion wird die maximale Anzahl der Iterationen auf 10000 erhöht und die Abbruchtoleranz der Restquadratsumme auf 10^{-12} gesetzt. Um die Anzahl der Datenpunkte ohne die Unsicherheiten des Werkstoffeinflusses zu erhöhen, werden neben den gemittelten oberen Grenzwinkeln des Prozessfensters von EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm Flyer-Dicke zusätzlich die mit 1 mm sowie 2 mm + 2 mm Flyer-Dicke verwendet. Der eigentliche Berechnungsvorgang der Koeffizienten wird 1000-fach mit zufälligen Startwerten durchgeführt. Als Bewertungsmaß wird die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme (engl. Root Mean

Tabelle 7.1: Übersicht der ermittelten empirischen Koeffizienten und RSME für die aufgestellten Gleichungen mit EN AW-1050A Hx4.

Gl.	Koeffizienten				RSME in °
	k_1 in $\frac{^\circ}{\text{J}}$	k_2 in $\frac{\text{s}^2 \cdot ^\circ}{\text{m}^2}$	k_3 in $\frac{^\circ}{\text{mm}^2}$	k_4 in °	
7.5	0,8032	–	–	–	2,15
7.6	0,3704	$9,3326 \cdot 10^{-5}$	–	–	1,70
7.7	0,5827	$6,1834 \cdot 10^{-5}$	–0,1183	–	1,65
7.8	0,2658	$16,4350 \cdot 10^{-5}$	0,1237	–4,2239	0,64

Square Error, RSME) genutzt, welche die mittlere Abweichung des Modells von den Eingangsdaten angibt. Aus den gesammelten Durchläufen wird für jede der Gleichungen der mit dem geringsten RSME ausgewählt und die berechneten Koeffizienten werden extrahiert. Die entsprechenden Koeffizienten sind mit dem resultierenden RSME für die einzelnen Gleichungen in Tab. 7.1 angegeben.

Die ermittelten RSME ergeben, dass Gl. 7.8 den Verlauf des oberen Grenzwinkels der Prozessfenster von EN AW-1050A Hx4 mit unterschiedlichen Flyer-Dicken am besten mit einem gemittelten Fehler von $0,64^\circ$ beschreibt, was im Bereich des Messfehlers der optischen Kollisionswinkel-Erfassung liegt. Auch im qualitativen Vergleich der experimentellen Prozessfenster und der nach Gl. 7.8 berechneten oberen Grenzwinkel in Abb. 7.5 stellt sich trotz der geringen Anzahl an Datenpunkten eine hohe Übereinstimmung für die verschiedenen Versuchsreihen ein. Nachfolgend werden die Rollen der einzelnen Koeffizienten diskutiert.

Die Koeffizienten k_1 und k_2 beeinflussen die Steigung und damit die Krümmung des oberen Grenzwinkelverlaufs. Ergänzende Berechnungen nach der oben beschriebenen Vorgehensweise mit Gl. 7.8 ohne k_2 führen zu einem höheren RSME von $1,50^\circ$, womit die notwendige Berücksichtigung der Trägheits- und Energieanteile des Antriebs bestätigt wird. Aus physikalischer Sicht ist ebenso die Verwendung von k_1 notwendig, um die Verknüpfung zwischen der Formänderungsarbeit und dem oberen Grenzwinkel herzustellen, bei der eine werkstoffspezifische bzw. festigkeitsabhängige Beziehung anzunehmen ist. Gleichzeitig ist die Ähnlichkeit zur Energie W_2 der plastische Deformation der Fügezone und somit zur Verbindungsbildung

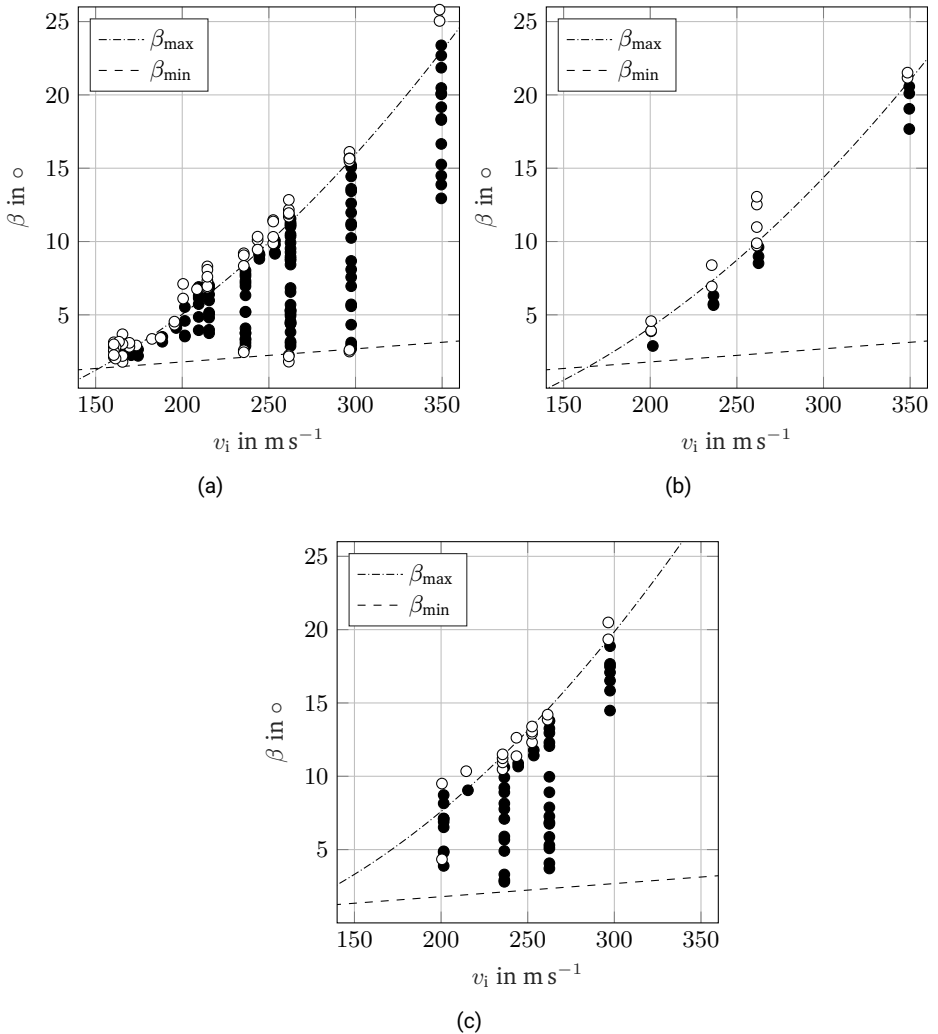


Abbildung 7.5: Prozessfenster für EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm (a), 1 mm (b) und 2 mm + 2 mm (c) Flyer-Dicke. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei einer erzielten Verschweißung der Fügepartner gefüllt ist. Berechnung der unteren und oberen Grenzwinkel erfolgt mit Gl. 7.1 bzw. Gl. 7.8.

deutlich gegeben. Hierdurch wird der Energie-Ansatz zur Beschreibung des oberen Grenzwinkelverlaufs weiter bestätigt. Dies zeigt auch die stärkere Krümmung des Grenzwinkelverlaufs bei steigendem \tilde{m} bzw. steigender Formänderungsarbeit für die unterschiedlichen Versuchsreihen mit verschiedener Blechdicke. Auch der im Vergleich höhere Verlauf des oberen Grenzwinkels gegenüber den Versuchsreihen mit gleichen Werkstoffen aber ohne Fügepartnerabstützung und damit geringeren Energieeintrag bekräftigt dies [Gro19*]. Des Weiteren deutet der Teil des Terms der Blechdicke auf einen Zusammenhang mit der dem Kollisions- und Fügeprozess zur Verfügung stehenden Energie hin. Dieser spiegelt die Biegearbeit zum Schließen des Kollisionsspalts mit der von der Blechdicke abhängigen Biegesteifigkeit wieder und stellt durch k_3 den werkstoffspezifischen Zusammenhang her. Zwar legen die Ergebnisse der Versuchsreihe mit Massenverdopplung durch eine zusätzliche Blei-Schicht nahe, dass der Einfluss der Biegesteifigkeit gegenüber der Massenänderung durch Zunahme des Volumens gering ist. Dies zeigen auch ergänzende Berechnungen von Gl. 7.8 ohne den Term $k_3 \cdot \delta_f$ mit einem RSME von $0,66^\circ$. Jedoch ist anzunehmen, dass dieser Effekt bei Werkstoffen mit höherer Festigkeit aufgrund der höheren notwendigen Biegearbeit stärker ausfällt.

Aus energetischer Sicht müsste eine höhere Biegearbeit den Grenzwinkel reduzieren, da sie einen höheren Energieanteil des Gesamtsystems beansprucht und damit müsste gelten, dass $k_3 < 0$ ist, wie es auch bei Gl. 7.7 der Fall ist. Da sowohl k_3 als auch k_4 die Position des Verlaufs von β_{\max} beeinflussen wird dies bei Gl. 7.8 durch k_4 verschmiert. Der Grund dafür kann der Algorithmus der verwendeten *MATLAB*-Funktion *nlinfit* sein, da diese keine Definition der Minimal- und Maximalwerte des Koeffizienten zulässt. Welche Rolle k_4 darüberhinaus spielt, ist unklar, jedoch ist der Koeffizient als Ordinatenabschnitt bedeutend für die Höhe des Verlaufs von β_{\max} . Möglicherweise werden durch ihn noch nicht berücksichtigte physikalische Phänomene abgebildet, die sich bisher nicht in der Gleichung wiederfinden. Dies können dehnratenabhängige Festigkeitseinflüsse sein, da die Dehnrate sowohl über den Kollisionswinkel als auch die Kollisionsgeschwindigkeit beeinflusst wird. Ferner ist im Stand der Forschung belegt, dass mit zunehmendem Kollisionswinkel mehr Volumen der Fügepartner Scherdeformationen aufweisen. Dies bedeutet im Umkehrschluss, dass mit größerem Kollisionswinkel mehr Volumen umgeformt wird, was in einer höheren Arbeit resultiert und somit nicht zur Verbindungsbildung zur Verfügung steht.

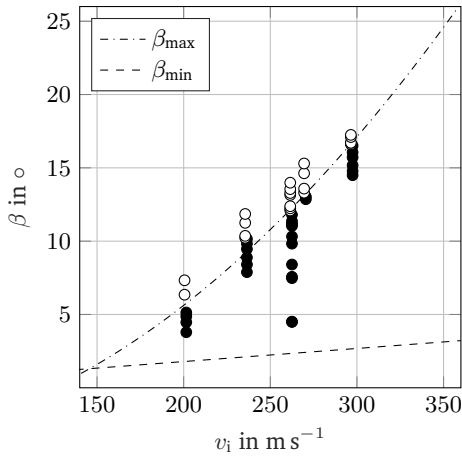
Wie angemerkt, wird bei großen Kollisionswinkeln keine bzw. eine geringe Auswirkung der

Tabelle 7.2: Übersicht der ermittelten empirischen Koeffizienten und RSME für EN AW-1050A O und Hx8 sowie Cu ETP.

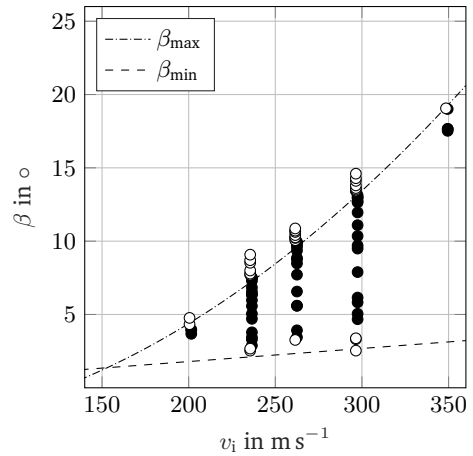
Werkstoff(zustand)	Parameter			RSME in °
	k_1 in $\frac{^\circ}{\text{J}}$	k_3 in $\frac{^\circ}{\text{mm}^2}$	k_4 in °	
EN AW-1050A O	0,3236	0,1430	-4,1468	0,79
EN AW-1050A Hx8	0,0833	0,0231	-3,7949	0,40
Cu ETP	0,2952	0,3293	-3,4017	0,21

Temperatur im Kollisionsspalt erwartet. Bei niedrigeren Kollisionsgeschwindigkeiten und damit kleineren oberen Grenzwinkeln könnte sie jedoch noch hoch genug sein, dass eine Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften der oberflächennahen Bereiche und der Verbindungsbildung zum Tragen kommt. Dies würde die höheren Grenzwinkel bei niedrigeren Kollisionsgeschwindigkeiten für die Versuchsreihe mit 2 mm + 2 mm Flyer-Dicke erklären.

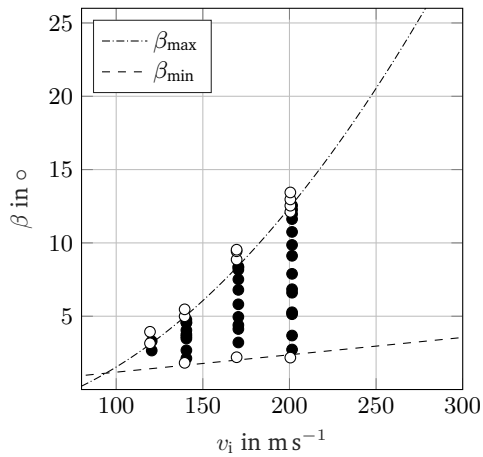
Ausgehend hiervon werden für die Versuchsreihen mit EN AW-1050A in unterschiedlichen Kaltverfestigungszuständen und mit Cu ETP weitere Regressionsanalysen durchgeführt. Dabei wird k_2 als anlagenspezifischer Parameter konstant gehalten, während die Koeffizienten k_1 , k_3 und k_4 berechnet werden. Die resultierenden Koeffizienten und jeweiligen RSME sind in Tab. 7.2 zusammengefasst. Qualitativ bestätigen die resultierenden Grenzwinkelverläufe in Abb. 7.6 die niedrigen RSME und damit die Modellgüte. Allerdings liegen auch hier nur wenige Datenpunkte vor, sodass für eine abschließende Beurteilung weitere Ergebnisse aus einem größeren Bereich der Kollisionsgeschwindigkeit notwendig sind. Nichtsdestotrotz sind speziell die Werte des Koeffizienten k_1 für EN AW-1050A O und Hx8 plausibel, welche ober- bzw. unterhalb von dem für Hx4 liegen und damit das unterschiedliche Werkstoffverhalten wiedergeben. Auch für k_3 lässt sich diese Einordnung qualitativ vornehmen, bei k_4 dagegen nicht. Bei Cu ETP ist hervorzuheben, dass k_1 – auch unabhängig von der Blechdicke – ähnlich zu dem von EN AW-1050A Hx4 ist. Eine auf die Energie bezogene Ähnlichkeit der beiden Werkstoffe hinsichtlich des oberen Grenzwinkelverlaufs konnte bereits in einer vorangegangenen Studie [Gro19*] festgestellt werden und wird durch die aktuellen Untersuchungen bestätigt.



(a)



(b)



(c)

Abbildung 7.6: Prozessfenster für EN AW-1050A in den Zuständen O (a) und Hx8 (b) sowie für Cu ETP. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welches bei einer erzielten Verschweißung der Fügepartner gefüllt ist. Berechnung der unteren und oberen Grenzwinkel erfolgt mit Gl. 7.1 bzw. Gl. 7.8.

7.3 Minimale Kollisionsgeschwindigkeit

Zur minimalen Kollisionsgeschwindigkeit, bei der noch eine Verbindung erzielt werden kann, liegt nur für EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm Blechdicke ein experimentelles Ergebnis vor. Diese beträgt 162 m s^{-1} . Die Werte für die übrigen Versuchsreihen können auf zweierlei Weise bestimmt werden: über Wittmans Ansatz nach Gl. 2.4 [Wit73] und über den Schnittpunkt der jeweiligen Verläufe der unteren und oberen Grenzwinkel. Die Ergebnisse für beide Vorgehensweisen sind in Tab. 7.3 zu finden. Hierbei unterscheiden sich die bestimmten Werte teils stark voneinander, insbesondere bei der Variation der Flyer-Dicke.

Tabelle 7.3: Minimale Kollisionsgeschwindigkeiten für die verschiedenen Werkstoffe und deren Zustände

Versuchsreihe	EN AW-1050A			Cu ETP	
	Hx4	O	Hx8		
	2 mm	1 mm	2 mm +		
			2 mm		
$v_{i,\min}$ nach Gl. 2.4 in m s^{-1}	193	114	233	160	
$v_{i,\min}$ Schnittpunkt in m s^{-1}	152	164	114	145	153
			94		

Ausgehend von bisherigen Ergebnissen zu EN AW-1050A Hx4 im Rahmen dieser Arbeit und in vorangegangenen Untersuchungen [Gro19*] ist anzunehmen, dass der Weg, die minimale Kollisionsgeschwindigkeit über den Schnittpunkt zu ermitteln, eine höhere Validität aufweist. Insbesondere da sich bereits gezeigt hat, dass Wittman's Ansatz sich teilweise stark von den experimentellen Ergebnissen unterscheidet [Gro21*]. Dies ist auf seine Annahme zurückzuführen, dass sich die minimale Kollisionsgeschwindigkeit über den sich einstellenden Kollisionsdruck durch die Überführung der Grenzschichten in den hydrodynamischen Zustand ergibt und dieser damit neben den Werkstoffeigenschaften die maßgebliche Größe ist. Demnach hätte die Dicke der Fügepartner keinen Einfluss auf den notwendigen Mindestwert der Kollisionsgeschwindigkeit. Die experimentellen Ergebnisse belegen jedoch aber eine signifikante Abhängigkeit der minimalen Kollisionsgeschwindigkeit von der Flyer-Dicke,

welche deutlich ausgeprägter als die des Werkstoffzustands ist.

Somit kann der hydrodynamische Druck nicht die entscheidende Größe zur Initiierung einer Verbindungsbildung sein. Vielmehr bestätigt sich, dass dem System der kollidierenden Fügepartner genügend Energie zugeführt werden und in einer bestimmten, auf die verschiedenen Phänomene zurückzuführenden Verteilung vorliegen muss. Der Druck spielt hierbei vermutlich über den Druckdeformationsimpuls (Abschn. 2.7.2) als wirksame Energie in der Kollisionszone eine wichtige Rolle. Jedoch beeinflussen andere physikalische und werkstoffspezifische Größen welcher Anteil der Gesamtenergie in der Kollisionszone zur Verfügung steht.

7.4 Zusammenfassung

Die Erkenntnisse dieses Kapitels erlauben eine Beschreibung der Prozessgrenzen, ab denen Kollisionsschweißen mit niedrigem Energieeintrag möglich ist. Anhand der experimentellen Ergebnisse werden empirische Zusammenhänge zu den zentralen physikalischen und werkstoffspezifischen Einflussgrößen hergestellt und es können der untere und obere Grenzwinkel in Abhängigkeit von der Kollisionsgeschwindigkeit vorausgesagt werden. Dabei wird der untere Grenzwinkel einerseits von der Entstehung eines Jets und andererseits von dem ausreichendem Austritt der Partikelwolke und der Wärmeentwicklung in Kollisionszone und -spalt bestimmt.

Für den oberen Grenzwinkel zeigt sich, dass dieser von dem zur Verfügung stehenden Energieanteil zur plastischen Deformation der Grenzfläche abhängt, der insbesondere bei großen Kollisionswinkeln durch den notwendigen Anteil an Biegearbeit zum Schließen des Kollisionsspalts beeinflusst wird. Bei kleinen Kollisionswinkeln scheinen zudem die Vorgänge im Kollisionsspalt und die daraus resultierende Temperatur prozessförderlich auf die Grenzflächen einzuwirken. Die minimale Kollisionsgeschwindigkeit kann als der Schnittpunkt der beiden Grenzwinkelverläufe ermittelt werden.

8 Vorgänge der Verbindungsbildung

Die erlangten Erkenntnisse zu den Grenzen des Prozessfensters erlauben anhand der System-, Prozess- und Werkstoffparameter die Vorhersage, ob eine Verbindung durch die Kollision entstehen kann, jedoch nicht, welche Eigenschaften diese aufweist. In diesem Kapitel werden daher die Vorgänge der Verbindungsbildung und die resultierenden Eigenschaften anhand der ausgebildeten Größe und Gestalt der Fügezone sowie der Verbundfestigkeit eingeordnet.

8.1 Wirksame Fügemechanismen im Prozessfenster

Wie bereits zuvor erwähnt kann beim Kollisionsschweißen ein stoffschlüssiges Fügen sowohl in fester als auch in flüssiger Phase auftreten. Durch die Ergebnisse dieser Arbeit und aus vorangegangenen Untersuchungen können diesen Bereiche im durch Kollisionsgeschwindigkeit und Kollisionswinkel aufgespannten Prozessfenster zugeordnet werden.

Die lichtmikroskopischen Aufnahmen in Abschn. 6.4 von EN AW-1050A Hx4 und Hx8 zeigen, dass die Fügezone nahe dem unteren Grenzwinkel durch ein Aufschmelzen und Wiedererstarren geprägt ist. Jedoch weisen nur Versuche mit Kollisionswinkeln nahe dem unteren Grenzwinkel und hohem Energieeintrag eine Fügezone mit durchgehend GWG auf, womit von einem reinen Fügen in flüssiger Phase ausgegangen werden kann (Bereich I). Bei anderen Experimenten ist zunächst ein Bereich ohne sichtbare Fügezone feststellbar, bevor im in Schweißrichtung hinteren Bereich der Fügezone GWG auftritt. Der Anteil ist dabei ebenfalls abhängig von der eingebrachten Energie und dem Kollisionswinkel. Folgender Ablauf der Entstehung ist denkbar. Die Verbindungsbildung findet zunächst in fester Phase durch die Bildung eines Jets statt, dessen Auftreten durch die Abhängigkeit des unteren

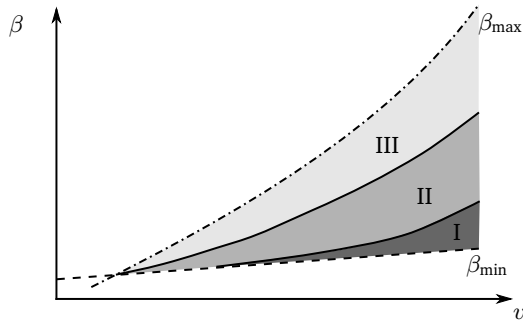


Abbildung 8.1: Schematische Darstellung der Bereiche des Fügens in rein flüssiger (I) bzw. fester (III) Phase sowie des hybriden Fügens (II) innerhalb des Prozessfensters Kollisionswinkel über Kollisionsgeschwindigkeit für EN AW-1050A.

Grenzwinkels nach Gl. 7.1 bestätigt wird. Im weiteren Verlauf wächst die Wolke abgetragener Partikel der Grenz- und oberflächennahen Schichten. Zudem nimmt die Kompression des Mediums im Spalt zu. Beide Phänomene führen zu einem Aufheizen des Kollisionsspalts. Infolgedessen erwärmen sich die Oberflächen der Fügepartner bereits vor der Kollision so stark, dass sie entweder vor oder infolge der Kollision aufschmelzen und beim Erstarren eine Verbindung ausbilden. Ferner können Partikel aufgrund der zunehmenden Kompression im Spalt von der Kollisionszone wieder eingeschlossen und ein Aufschmelzen durch die in ihnen gespeicherte Wärme begünstigen. Dies ist somit ein Bereich des Prozessfensters, in dem beide Formen des Fügens während nur eines Kollisionsschweißvorgangs auftreten (Bereich II). Hin zu größeren Kollisionswinkeln nehmen die Bereiche mit GWG sukzessive ab, bis die gesamte Fügezone nicht vom Grundmaterial zu unterscheiden ist. Hier ist dann von einem Bereich des reinen Fügens in fester Phase auszugehen (Bereich III). Der Einfluss der Partikelwolke als Wärmeträger ist in dem Übergangsbereich jedoch nicht zu unterschätzen. In vorangegangenen Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass die plastische Arbeit in der Kollisionszone so hoch ist, dass ohne die Wärmeabfuhr der Partikelwolke es zu einem großflächigem Aufschmelzen der oberflächennahen Bereiche der Fügepartner kommt [Gro21*]. In Abb. 8.1 sind die drei Bereiche der Fügemechanismen qualitativ im Prozessfenster dargestellt. Der tatsächliche Verlauf der Bereichsgrenzen ist abhängig von den Prozess- und Werkstoffparametern zu ermitteln.

8.2 Ausbildung der Fügezone und resultierende Verbundfestigkeit

Wie der Vergleich der Ergebnisse der Ermittlung des Schweißverhältnisses (Abschn. 6.2) und den lichtmikroskopischen Aufnahmen darlegt, ist die flächige Ausbildung der Fügezone weniger abhängig von dem wirkenden Fügemechanismus als von der eingebrachten Energie und dem Kollisionswinkel. In allen drei Bereichen lassen sich Verbindungen mit hohem Schweißverhältnis herstellen. Das zu kleinen und großen Kollisionswinkeln abfallende Plateau des Schweißverhältnisses deutet auf zwei verschiedene Mechanismen hin, die für die reduzierte Fähigkeit der Verbindungsbildung verantwortlich sind. Auf die Ursache bei kleinen Kollisionswinkeln wird bereits in Abschn. 7.1 eingegangen. Hierbei kann die Partikelwolke aufgrund von Wand- und Gasreibungseffekten nicht ausreichend aus dem Kollisionspalt austreten und wird wieder eingeschlossen. Erst im hinteren Bereich, wo ein geringerer Strömungswiderstand herrscht, gelingt dies und eine Verbindungsbildung ist möglich (Abb. 6.5).

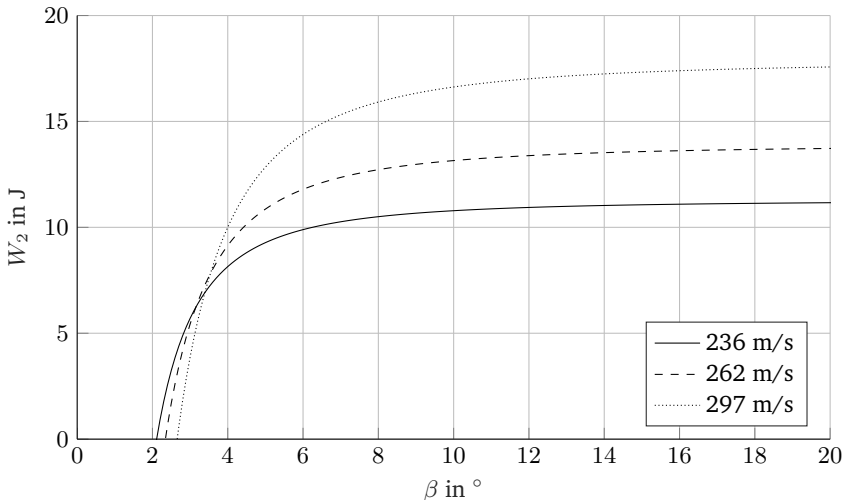


Abbildung 8.2: W_2 nach Gl. 2.11 über Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten mit EN AW-1050A bei Flyer-Dicke von 2 mm.

Bei größer werdendem Winkel und gleicher Kollisionsgeschwindigkeit nimmt die Kompression im Kollisionsspalt ab, wodurch einerseits weniger Strömungswiderstand auf die Partikelwolke wirkt und andererseits die Temperatur im Spalt absinkt. Der steile Anstieg der Plateau-Flanke deutet zudem darauf hin, dass der Energieeintrag ausreichend zur Verbindungsbildung ist und sich nur noch die richtigen Bedingungen zur großflächigen Verbindungsbildung einstellen müssen. Dies bestätigen auch die Berechnungen von W_2 , welche in der Literatur als Maß für eine nicht näher spezifizierte hochwertige Verbindung gesehen wird [Lys12]. Außerdem repräsentiert das Verhältnis $\frac{v_c}{c_s}$ in den Gl. 2.11 und 2.12, wie groß die Energieanteile sind, welche einerseits in die plastische Deformation der Fügezone (W_2) und andererseits in den Jet fließt (W_3). In Abb. 8.2 ist beispielhaft W_2 von EN AW-1050A bei einer Flyer-Dicke von 2 mm und für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten über dem Kollisionswinkel dargestellt. Beim Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen in Abb. 6.4 zeigt sich, dass bei etwa 4° das Plateau für 236 m s^{-1} und 262 m s^{-1} beginnt. Dies ist in etwa der Bereich, in dem W_2 von dem steilen Anstieg in eine Sättigung übergeht, also der Großteil der Energie in die plastische Deformation der Fügezone fließt und weniger die kinetische und thermische Energie des Jets bzw. der Partikelwolke. Dass das Plateau für 297 m s^{-1} in Abb. 6.4 deutlich früher beginnt, mag darauf zurückzuführen sein, dass in diesem Fall die Verbindungsbildung vollständig in flüssiger Phase erfolgt, wie das durchgehende Band an GWG in der Fügezone nahelegt (Tab. 6.2), und damit nicht auf die plastische Deformation der Fügezone angewiesen ist.

Gemäß dem Verlauf von W_2 würde auch bei großen Kollisionswinkeln kein Abfall der Verbindungsqualität zu beobachten sein. In der Realität verringert sich die geschweißte Fläche sukzessive, indem der in Schweißrichtung hintere nicht gefügte Bereich sich immer weiter in die vorderen Regionen der Fügepartner ausweitet (Abb. 6.5). Die Verbindungsbildung stoppt somit, während die Kollision und der Abrollvorgang des Flyers sich fortsetzen, wie Hochgeschwindigkeitsaufnahmen belegen. Diese Erkenntnisse bestätigen den in Abschn. 7.2 erarbeiteten Ansatz der notwendigen Energie zur Verbindungsbildung unter der Annahme, dass bei größerem Winkel ein größerer Anteil der eingebrachten Energie für den Abrollvorgang des Flyers aufgebracht werden muss und nicht für die Verbindungsbildung zur Verfügung steht. Dies wird durch die entsprechenden Ergebnisse der Variation der Flyer-Dicke und damit des Energieeintrags sowie die Variation der Werkstofffestigkeit bestätigt.

Hieraus ergibt sich ferner ein Erklärungsansatz für den Abfall der relativen Scherfestigkeit zu größeren Winkeln trotz großflächig verschweißter Flächen. Bei größer werdenden Winkeln kann zwar noch eine großflächige Verbindung erzielt werden, aber der für die plastische Deformation zur Verfügung stehende Anteil nimmt ab. Dies zeigt sich in einer abnehmenden Tiefe der starken plastischen Deformation [Nie18a*; Got19**; Nie20*]. Zudem nehmen Defekte wie eingeschlossene Anteile des Jets zu, die sich von dem Metallstrahl gelöst haben, was für einen mehr und mehr anfälligeren Vorgang der plastischen Deformation spricht [Nie20*]. In Anbetracht dieser Erkenntnisse ist die Abnahme der Scherfestigkeit zu größeren Kollisionswinkeln nachvollziehbar.

8.3 Zusammenfassung

Das Prozessfenster des Kollisionsschweißens lässt sich in drei Bereiche mit unterschiedlichen Fügemechanismen einteilen, die jedoch alle zu einer großflächigen Verschweißung der Fügepartner führen können. Die Größe und Gestalt der Fügezone dagegen ist hauptsächlich abhängig von der eingebrachten Energie sowie wie diese in Kollisionszone, Kollisionspalt und den restlichen Teil der Fügepartner verteilt wird, was maßgeblich durch den Kollisionswinkel beeinflusst wird. Dies wiederum führt zu unterschiedlichen Eigenschaften der Verbindung, wie sich an der Verbundfestigkeit zeigt.

9 Übertragbarkeit der Ergebnisse auf artungleiche Werkstoffpaarungen

In diesem Kapitel wird die Übertragbarkeit der für artgleiche Werkstoffpaarungen erlangten Erkenntnisse zu den Grenzen des Prozessfensters und den Vorgängen der Verbindungsbildung auf artungleiche Werkstoffpaarungen anhand der Ergebnisse der vom Autor mitveröffentlichten Publikation [Gro21*] überprüft, in welcher EN AW-1050 Hx4 mit 2 mm Blechdicke und mit Cu ETP 1 mm Blechdicke verwendet wurden. Die Festigkeitswerte entsprechen in etwa denen der in dieser Arbeit untersuchten Werkstoffen (Tab. 4.1).

9.1 Prozessgrenzen

Als Basis der Untersuchungen wurde ein Prozessfenster mit EN AW-1050 Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target ermittelt, welches durch weitere Versuche mit vertauschten Fügepartnern ergänzt wurde (Abb. 9.1). Der untersuchte Bereich der Kollisionsgeschwindigkeit liegt zwischen 205 m s^{-1} und 262 m s^{-1} . Es ist zu berücksichtigen, dass die Studie in der Konfiguration des Modellversuchsstands durchgeführt wurde, bei welcher beide Fügepartner mit einer Sollbruchstelle ausgeführt sind und nach der Kollision abreißen. Durch die fehlende Fügepartnerabstützung ist der Energieeintrag geringer, sodass der Verlauf des oberen Grenzwinkels bei den artgleichen Prozessfenstern der verwendeten Werkstoffe niedriger verläuft als in den Untersuchungen dieser Arbeit [Gro19*]. Der Grenzwinkelverlauf der artungleichen Paarung liegt entsprechend dem Energieeintrag zwischen denen der artgleichen Paarungen.

Die Durchführung einer Regressionsanalyse nach Abschn. 7.2 liefert die in Tab. 9.1 aufgeführten Werte der Koeffizienten mit einem RSME von $0,43^\circ$. Trotz der geringen Variationsbreite

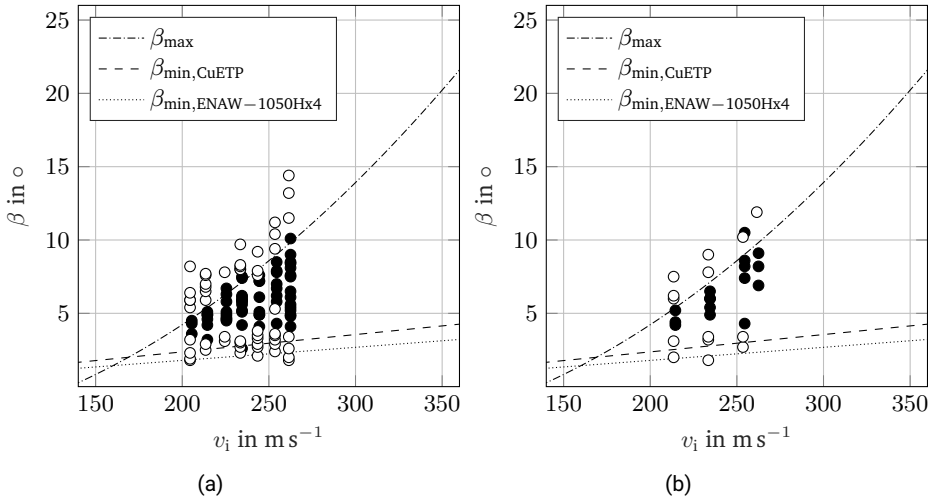


Abbildung 9.1: Prozessfenster für EN AW-1050 Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target (a) sowie für Cu ETP als Flyer und EN AW-1050 Hx4 als Target (b). Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.

der Kollisionsgeschwindigkeit ist somit eine Beschreibung des oberen Grenzwinkels mit hoher Güte gegeben (Abb. 9.1) und es lassen sich folgende Rückschlüsse ziehen. Der Wert von k_1 entspricht in etwa den von EN AW-1050 Hx4 in artgleicher Konfiguration. Dies legt nahe, dass die Jetbildung überwiegend durch den Flyer aus Aluminium geprägt sein muss. In numerischen Untersuchungen zeigen Kakizaki et al., dass bei artungleichen Werkstoffpaarungen mit großer Differenz der Dichte der gebildete Jet hauptsächlich aus dem Werkstoff geringer Dichte gebildet wird und das auch unabhängig davon, ob dieser als Flyer oder Target eingesetzt wird [Kak11]. Dies mag auch erklären, warum der obere Grenzwinkel bei vertauschten Fügepartner-Werkstoffen ähnlich verläuft. In diesem Fall ist auf den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen zu sehen, dass der Kollisionsablauf durch eine Abrollbewegung beider Fügepartner geprägt ist (Abb. 9.2). Der Grund dafür, dass k_2 nur geringfügig kleiner als bei der Verwendung der Fügepartnerabstützung ist, ist im Ablauf des Kollisionsvorgangs zu verorten. Auch wenn beide Fügepartner bei der Kollision abreißen, erfolgt der Abreißvorgang erst, nachdem die Kollision abgeschlossen ist. Während der Kollision kann dem Flyer zwar

Tabelle 9.1: Übersicht der ermittelten empirischen Koeffizienten und RSME für EN AW-1050A Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target.

Koeffizienten				
k_1 in $\frac{\circ}{\text{J}}$	k_2 in $\frac{\text{s}^2 \cdot \circ}{\text{m}^2}$	k_3 in $\frac{\circ}{\text{mm}^2}$	k_4 in \circ	RSME in \circ
0,1911	$14,5510 \cdot 10^{-5}$	0,1482	-4,1262	0,43

bedingt durch die Abrollbewegung keine Energie mehr durch den Rotor zugeführt werden, bei dem Target ist dies jedoch mit und ohne Fügepartnerabstützung möglich. Dennoch lässt sich ein Einfluss der Fügepartnerabstützung auf den oberen Grenzwinkel feststellen, wie der Vergleich für die artgleiche Paarung von EN AW-1050 Hx4 zeigt [Wol21**].

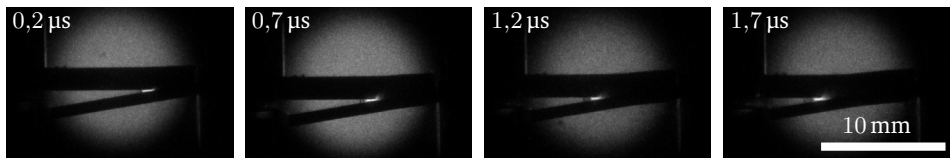


Abbildung 9.2: Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei 262 m s^{-1} und 9° mit Cu ETP als Flyer und EN AW-1050 Hx4 als Target.

Abb. 9.1 zeigt zudem, dass der untere Grenzwinkel weder mit der Schallgeschwindigkeit von Aluminium noch mit der von Kupfer beschrieben werden kann und erst bei größeren Winkeln als der kritische Winkel zur Jetbildung eine Verbindung erzielt wird. Dass die ausbleibende Verbindungsbildung auf den Einschluss der Partikelwolke zurückzuführen ist, kann anhand der energiedispersiven Röntgenspektroskopie (engl. energy dispersive X-ray spectroscopy, EDX) der Fügezone verschweißter Versuchen nahe dem unteren Grenzwinkel ausgeschlossen werden, da keine Oxide nachweisbar sind. Vielmehr deutet die Bildung von intermetallischen Phasen (nachgewiesen durch EDX) darauf hin, dass ein übermäßiges Aufschmelzen und nicht rechtzeitiges Wiedererstarren des Aluminiums aufgrund des höheren Energieeintrags durch Kupfer für die fehlende Verbindungsbildung ursächlich ist. In Abb. 9.3 sind lichtmikroskopische Aufnahmen der Fügezonen von Versuchen an drei Punkten des Prozessfensters zu sehen. Die Schiffe wurden ähnlich wie die zuvor gezeigten durch ein Verkippen der Ver-

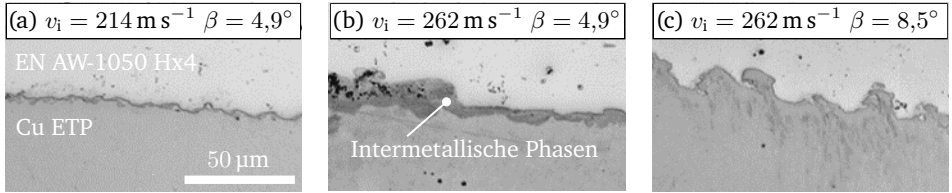


Abbildung 9.3: Lichtmikroskopaufnahmen der Fügezone für verschiedene Punkte des Prozessfensters. Die Schweißrichtung ist von rechts nach links.

bünde um die Längsachse hergestellt (Abschn. 5.2.3). Während die Fügezone bei 262 m s^{-1} und $4,9^\circ$ großflächig intermetallische Phasen aufweist, sind keine in den Fügezonen sowohl bei 214 m s^{-1} und $4,9^\circ$ als auch bei 262 m s^{-1} und $8,5^\circ$ nachweisbar. Überschlägige Berechnungen basierend auf der eingetragenen Energie unter der Annahme, dass sich diese zum Großteil als Wärme unter adiabaten Bedingungen in den oberflächennahen Bereichen konzentriert, ergeben jedoch ein komplettes Aufschmelzen dieser Schichten bereits ab einer Kollisionsgeschwindigkeit von 214 m s^{-1} . Um ein Aufschmelzen der oberflächennahen Bereiche zu verhindern, kann nur über die Partikelwolke bzw. die darin enthaltenden Anteile des Jets ausreichend Wärme aus der Kollisionszone abtransportiert werden. Mithilfe von Gl. 2.15 lassen sich die resultierenden Temperaturen der Partikelwolke für 214 m s^{-1} und $4,9^\circ$ (836 K) als auch 262 m s^{-1} und $8,5^\circ$ (4810 K) berechnen. Letztere entspricht von der Größenordnung in etwa der gemessenen Temperatur von ca. 5600 K bei EMPS-Versuchen mit Aluminium und Stahl [Bel20*]. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die Partikelwolke durch den Abtransport von Wärme aus der Kollisionszone wesentlich nicht nur darüber bestimmt, ob eine Verbindung entstehen kann, sondern auch, ob die Verbindungsbildung in fester oder flüssiger Phase erfolgt. [Gro21*]

9.2 Ausbildung der Fügezone

Zur Ermittlung des Schweißverhältnisses wurden die überlappende Länge und die Länge der geschweißten Flächen entlang der Mittenlängsachse im Lichtmikroskop teilfaktoriell vermessen (Abb. 9.4). Der Verlauf des Schweißverhältnisses für verschiedene Kollisionswinkel bei

einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m s^{-1} zeigt die in Abschn. 6.2 beschriebene Ausbildung eines Plateaus mit einem Schweißverhältnis von über 80 % für mittlere Kollisionswinkel und den scharfen Abfall zu beiden Seiten. Anhand des Verlaufs des Schweißverhältnisses für unterschiedliche Kollisionsgeschwindigkeiten bei einem Kollisionswinkel von ca. 5° ist zu vermuten, dass bereits bei niedrigen Kollisionsgeschwindigkeiten großflächig verschweißste Verbindungen erzielt werden können. Zusammenfassend zeigt sich bei der Kombination zweier Werkstoffe dasselbe Verhalten hinsichtlich der Ausbildung der Fügezone wie schon bei deren artgleichen Paarungen. [Gro21*]

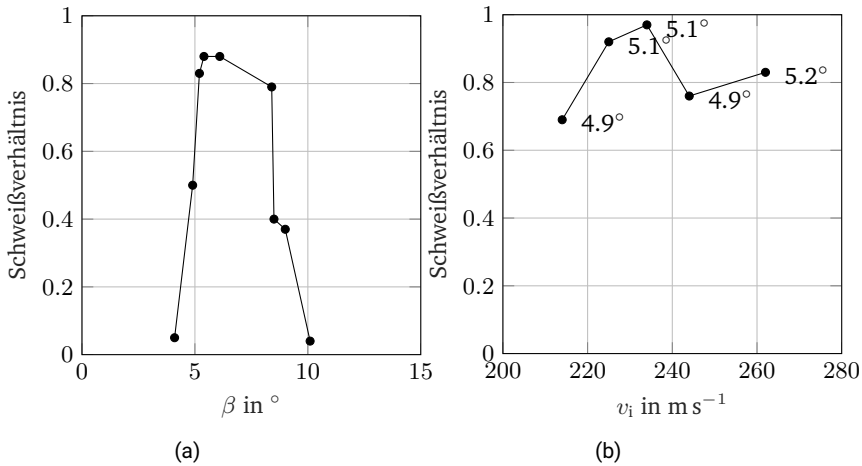


Abbildung 9.4: Schweißverhältnis für EN AW-1050 Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target für unterschiedliche Kollisionswinkel bei 262 m s^{-1} (a) und für unterschiedliche Kollisionsgeschwindigkeiten bei ca. 5° (b) nach [Gro21*]

9.3 Zusammenfassung

In der Untersuchung der artungleichen Werkstoffpaarung von EN AW-1050 Hx4 und Cu ETP kann bezüglich der Verbindungsbildung, der resultierenden Prozessgrenzen und der Ausgestaltung der Fügezone nachgewiesen werden, dass diese den gleichen Mechanismen

unterliegen, wie sie auch bei den artgleichen Paarungen der Werkstoffe auftreten. Lediglich die Ausbildung von intermetallischen Phasen und deren Eigenschaften ist zusätzlich zu berücksichtigen.

10 Beantwortung der Forschungsfragen

Die in der Arbeit gewonnenen Erkenntnisse erlauben die Beantwortung der in Kapitel 3 aufgestellten Fragestellungen:

1. Ab welcher Kollisionsgeschwindigkeit beginnt der schweißbare Bereich des Kollisionsschweißens von ebenen Blechstrukturen?

Der schweißbare Bereich des Kollisionsschweißens beginnt ab einer Kollisionsgeschwindigkeit, bei der dem System der kollidierenden Fügepartner genug Energie zugeführt wird, um die Verbindungsbildung in der Kollision zu initiieren. Der notwendige Energieeintrag ist dabei abhängig von den Werkstoffparametern wie mechanische Festigkeit, Schmelztemperatur und Dichte sowie indirekt von den System- und Prozessparametern wie der Dicke der Fügepartner. Gleichzeitig ist ein minimaler Kollisionswinkel notwendig, um die plastische Deformation der Grenzflächen sowie die Ausbildung eines Kollisionsspalts zu gewährleisten. Die genaue Lage lässt sich über den Schnittpunkt des oberen und unteren Grenzwinkelverlaufs abschätzen, welche im Folgenden beschrieben werden.

2. Wie entwickeln sich davon ausgehend die Grenzen des schweißbaren Bereichs für höhere Kollisionsgeschwindigkeiten und wie lassen sie sich beschreiben?

Ausgehend von der minimalen Kollisionsgeschwindigkeit spannt sich der schweißbare Bereich im Koordinatensystem Kollisionsgeschwindigkeit-Kollisionswinkel entlang eines unteren und oberen Grenzwinkels auf. Der untere Grenzwinkel wird einerseits davon geprägt, dass ein Jet zwischen den Fügepartnern entstehen kann. Dazu darf die Kollisionspunktgeschwindigkeit die Schallgeschwindigkeit des Werkstoffs nicht überschreiten. Andererseits beeinflussen die Strömungsgegebenheiten, die den ausreichenden Austritt der Partikelwolke gewährleisten

müssen, sowie die Wärmeentwicklung in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt dessen Verlauf und können ihn zu höheren Winkeln verschieben.

Der Verlauf des oberen Grenzwinkels ist bestimmt durch die zur Verfügung stehende Energie zur plastischen Deformation der Grenzschichten und nimmt dementsprechend quadratisch mit der Kollisionsgeschwindigkeit zu. Der genaue Betrag des Grenzwinkels hängt dagegen von weiteren Anteilen der Energiebilanz des Systems und den Werkstoff- und Prozessparametern ab. Insbesondere die dehnraten- und temperaturabhängige Festigkeit des Werkstoffs scheint eine wichtige Rolle zu spielen. Zudem ist der notwendige Energieanteil für den Abrollvorgang des Flyers bisher wohl nur unzureichend berücksichtigt worden.

3. Lässt sich einer der im Stand der Forschung beschriebenen Fügemechanismen für Bereiche des Prozessfensters als dominant identifizieren?

Das durch die Grenzwinkel aufgespannte Prozessfenster kann in drei Bereiche aufgeteilt werden, in dem unterschiedliche Fügemechanismen wirken. Bei hohen Kollisionsgeschwindigkeiten und kleinen Kollisionswinkeln ist das Fügen in flüssiger Phase dominant. Mit zunehmenden Kollisionswinkeln tritt in einem Schweißvorgang Fügen sowohl in flüssiger als auch in fester Phase auf. Der Anteil des Fügens in flüssiger Phase nimmt zu größeren Winkeln immer weiter ab, bis nur noch ein Fügen in fester Phase festzustellen ist. Der genaue Verlauf der Grenzen zwischen den einzelnen Bereichen ist noch zu bestimmen. Es zeigt sich jedoch, dass der Verlauf dieser Grenzen wesentlich durch den Anteil der Wärme, der durch die Partikelwolke aus der Kollisionszone und dem Kollisionsspalt abgeführt wird, im Zusammenspiel mit den Prozess- und Werkstoffparametern geprägt ist.

4. Wie entwickelt sich die Fügezone innerhalb der Prozessgrenzen hinsichtlich ihrer Größe und Ausprägung und welche Phänomene beeinflussen sie?

In der Mitte des Prozessfensters bildet sich ab einer bestimmten Kollisionsgeschwindigkeit, welche höher liegt als die minimale Kollisionsgeschwindigkeit, ein Bereich großflächig verschweißter Verbindungen aus, dessen Grenzen denen des Prozessfensters um einen gewissen Winkelbetrag nach oben bzw. unten verschoben entsprechen. Zu den Grenzwinkel-Verläufen hin werden die geschweißten Flächen in jeweils unterschiedlicher Art und Weise zunehmend kleiner und bekräftigen damit die zuvor vorgestellten Erkenntnisse zu den Mechanismen und Phänomenen, aus welchen die Verläufe des oberen und unteren Grenzwinkels resultieren.

5. Welcher Zusammenhang besteht zwischen Ausbildung der Fügezone und Verbundfestigkeit?

Die Verbundfestigkeit ist nicht nur mit der Größe der geschweißten Fläche verknüpft, da sich diese in ihren Eigenschaften unterscheiden kann. Geschweißte Flächen gleicher Größe können somit unterschiedliche Verbundfestigkeiten aufweisen. Aus den Ergebnissen lässt sich ableiten, dass ein Kollisionswinkel nahe der unteren Grenze des sich ausbildenden Plateaus angestrebt werden sollte, um eine hohe Verbundfestigkeit zu erreichen. Die Ursache hierfür kann auf eine tiefer in die Grenzflächen hineinwirkende plastische Deformation zurückgeführt werden. Daher ist anzunehmen, dass mit steigender Kollisionsgeschwindigkeit und damit mit steigendem Energieeintrag der Bereich des Kollisionswinkels mit hoher Verbundfestigkeit zunimmt.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Das Kollisionsschweißen als stoffschlüssiges Fügeverfahren erlaubt die Herstellung von hochwertigen Verbindungen zwischen artgleichen und artungleichen Metallen. Die Anwendbarkeit erstreckt sich dabei über verschiedene Größenskalen hinsichtlich der verbundenen Fläche, wobei die Art der Zuführung und die Menge der eingebrachten Energie die verschiedenen Unterverfahren kennzeichnet. Trotz der Unterschiede in den Größenskalen und im Energieeintrag beruhen alle Unterverfahren auf der Kollision von mindestens zwei Fügepartnern mit einer hohen Relativgeschwindigkeit sowie einem definierten Winkel, wodurch sich bestimmte Phänomene und Mechanismen in der Kollisionszone und dem Kollisionsspalt einstellen. Zur Auslegung werden Prozessfenster ermittelt, die die Bereiche der Verbindungsbildung in Abhängigkeit der Prozessgrößen definieren. Allerdings liefern sie in den meisten Fällen keine Aussage zu der Größe und den Eigenschaften der Verbindung und weisen unvollständige Grenzen auf. Daher erfolgen meist iterative Auslegungsschritte mit experimentellen Untersuchungen der Verbindungseigenschaften, um die gestellten Anforderungen an den Fügeprozess sicherzustellen. Das Ziel dieser Arbeit ist somit, durch die Reduktion der Unsicherheiten hinsichtlich der Prozessgrenzen und den Verbindungseigenschaften eine Grundlage zur ressourceneffizienten und gleichzeitig robusten Prozessauslegung zu schaffen.

11.1 Wissenschaftliche Erkenntnisse dieser Arbeit

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Kollisionsschweißen von ebenen Blechstrukturen mithilfe eines mechanischen Modellversuchsstands untersucht. Dazu wurden EN AW-1050 in verschiedenen Kaltverfestigungszuständen und Flyer-Dicken sowie Cu ETP artgleich und

artungleich bei verschiedenen Prozessparametern gefügt. Der Fokus lag dabei auf dem Beginn der Verbindungsbildung in Abhängigkeit des minimal notwendigen Energieeintrags, der davon ausgehenden Entwicklung der Prozessgrenzen und der sich innerhalb dieser Grenzen einstellenden Verbindungseigenschaften.

Als Ergebnis lässt sich festhalten, dass sich ab einer minimalen Kollisionsgeschwindigkeit für einen bestimmten Kollisionswinkel erstmals eine Verbindung erzielen lässt. Bei Steigerung der Kollisionsgeschwindigkeit spannt sich ein Prozessfenster auf, dessen obere Grenze durch einen stetig wachsenden Kollisionswinkel geprägt ist, während der untere Grenzwinkel mit einer deutlich geringeren Steigung anwächst. Der untere Grenzwinkel wird einerseits dadurch geprägt, dass die Kollisionspunktgeschwindigkeit nicht die Schallgeschwindigkeit des Werkstoffs überschreiten darf, sodass ein Jet auf Basis hydrodynamischer Vorgänge entstehen kann. Andererseits wird der untere Grenzwinkel durch die Partikelwolke im Kollisionsspalt und die dort vorherrschende Temperatur beeinflusst. Der obere Grenzwinkel wird durch die zur Verfügung stehende Energie zur plastischen Deformation der Grenzschichten bestimmt. Dessen Verlauf ergibt sich somit aus der Verteilung des Energieeintrags auf die verschiedenen Anteile der System-Energiebilanz in Abhängigkeit der Prozess- und Werkstoffparameter. Hierbei scheint der für die Abrollbewegung des Flyers benötigte Energieanteil bisher nur unzureichend Berücksichtigung in der Energiebilanz zu finden.

Die für die Prozessgrenzen ausschlaggebenden Prozessphänomene bestimmen auch über die wirkenden Fügemechanismen und resultierenden Verbindungseigenschaften innerhalb der Prozessgrenzen. Insbesondere bei vergleichsweise kleinen Kollisionswinkeln beeinflusst die aus der Kollisionszone ausgestoßene Partikelwolke und ihre Interaktion mit den Oberflächen im Kollisionsspalt sowie dem sich darin befindenden Gas die dortige Wärmeverteilung während des Kollisionsvorgangs. Im ungünstigsten Fall treten übermäßige Aufschmelzungen in den oberflächennahen Bereichen der Kollisionszone auf, die eine Verbindungsbildung ganz verhindern oder eine Verbindung mit minderer Qualität erzeugen. Ist die Wärmeverteilung im System günstig, kann bei kleinen Kollisionswinkeln durch ein Fügen in flüssiger Phase eine hochwertige Verbindung entstehen. Bei größeren Kollisionswinkeln ergibt sich ein Übergangsbereich, in dem die Fügezone bereichsweise durch Fügen sowohl in fester als auch flüssiger Phase entsteht. Oberhalb diesen Bereichs bis zum oberen Grenzwinkel ist das Fügen in fester Phase dominant. Hierbei ist eine Aktivierung der Verbindungsbildung durch eine

ausreichende plastische Deformation der Grenzflächen und einen ausreichend hohen Druck notwendig. Aufgrund des immer größer werdenden Spalts nimmt jedoch der Energieanteil für die Abrollbewegung des Flyers immer weiter zu, sodass die Verbindungsbildung zum oberen Grenzwinkel immer weiter abnimmt und schließlich stoppt. Damit reduziert sich die geschweißte Fläche der Fügepartner von einem Bereich mittlerer Kollisionswinkel mit großflächigen Verschweißungen zum oberen Grenzwinkel. Auch zum unteren Grenzwinkel fällt der Flächenanteil stark ab, wobei hier großflächige Aufschmelzungen der Fügezone, die nicht rechtzeitig vor Eintreffen der Zugentlastungswelle wiedererstart sind, ursächlich sind [Lys03]. Festzuhalten ist jedoch, dass die Verbundfestigkeit nicht allein mit der verschweißten Fläche verknüpft ist. Vielmehr unterscheiden sich die Eigenschaften der Fügezone in Abhängigkeit von den Prozessparametern. Die höchsten Verbundfestigkeiten weisen die bei kleineren Kollisionswinkeln großflächig geschweißten Flächen auf, da mehr Energie für eine tiefer in die Grenzflächen wirkende plastische Deformation zur Verfügung steht.

Abschließend ist festzuhalten, dass die obigen Erkenntnisse, welche in artgleicher Paarung der Werkstoffe ermittelt wurden, sich auch auf deren Kombination übertragen lassen und diese somit verifizieren.

11.2 Erkenntnisse zur Auslegung industrieller Verfahren

Die wissenschaftlichen Erkenntnisse dieser Arbeit zeigen, dass für die untersuchten Werkstoffe und deren Kombination großflächig verschweißte Verbindungen hoher Verbundfestigkeit auch schon mit vergleichsweise geringen Energieeinträgen erzielt werden können. Bei einer Erhöhung des Energieeintrags wachsen die Prozessgrenzen wie auch der Winkelbereich mit erzielbaren, hochwertigen Verbindungen an. Damit können für verschiedene Werkstoffkombinationen durch experimentelle Untersuchungen im Modellversuch sowohl für das EXW wie auch für das EMPS die Bereiche bestimmt werden, ab denen bei einem minimal erforderlichen Energieeintrag eine robuste, für die jeweilige Anwendung geeignete Verbindung hergestellt werden kann. Jedoch sei angemerkt, dass sich die Abrollbewegung der industriellen Verfahren von der des Modellversuchsstands unterscheidet, was in der Energiebilanz zur Bestimmung des oberen Grenzwinkels berücksichtigt werden muss. Da beim EMPS die Prozessparameter instationär sind, kann durch numerische Simulationen eine Optimierung der Abrollbewegung

erfolgen, um geeignete Systemparameter (z.B. Beschleunigungsabstand) zu finden. Zudem bietet ein (elektromagnetisches) Vorformen des Flyers die Möglichkeit, einen für die abfallende Kollisionsgeschwindigkeit passenden Kollisionswinkel einzustellen, um im optimalen Bereich des Prozessfensters zu liegen. Dazu sind bereits Ansätze bekannt [Sch20], welche zusammen mit dem erweiterten Wissen zum Prozessfenster ein vielversprechendes Potential zur Steigerung der Verbindungsqualität bei gleichzeitiger Ressourceneffizienz bieten.

11.3 Ausblick

Für eine allgemeingültige Anwendbarkeit der Erkenntnisse dieser Arbeit sollten weitere Werkstoffpaarungen und Prozessparameter untersucht werden. Zudem ist eine Übertragbarkeit auf das Fügen von geschlossenen Profilen, speziell mit kreisförmigen Querschnitt, zu prüfen. Auch wenn sich die grundlegenden Mechanismen der Verbindungsbildung und die auftretenden Phänomene gleichen, können sie sich in ihrer Ausprägung unterscheiden. Insbesondere da in der geschlossenen Geometrie kein seitliches Austreten von Gas oder Partikeln möglich ist, was zu einer anderen Wärmeverteilung im Prozess führen kann. Ebenso unterscheidet sich die plastische Deformation der Abrollbewegung durch die Kompression des Außenrohrs, wodurch eine veränderte Energiebilanz zur Ermittlung des oberen Grenzwinkels zu erwarten ist.

Zudem können die Grenzen der Bereiche unterschiedlicher Fügemechanismen im Rahmen dieser Arbeit nicht näher bestimmt werden. Für eine ganzheitliche Beschreibung des Prozesses und der resultierenden Verbindungseigenschaften sind genauere Untersuchungen der wirkenden Phänomene in der Kollisionszone und im Kollisionsspalt notwendig. Die Messung der dort vorherrschenden physikalischen Größen in Form von Druck und Temperatur ist bisher noch nicht möglich.

Zitierte Literatur

Veröffentlichungen mit eigener Beteiligung

- [Bel20*] J. Bellmann u. a. „Particle Ejection by Jetting and Related Effects in Impact Welding Processes“. In: *Metals* 10.8 (2020), S. 1108. DOI: 10.3390/met10081108.
- [Gro19*] P. Groche, B. Niessen und C. Pabst. „Process boundaries of collision welding at low energies“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 50.8 (2019), S. 940–948. DOI: 10.1002/mawe.201900027.
- [Gro21*] P. Groche und B. Niessen. „The Energy Balance in Aluminum–Copper High-Speed Collision Welding“. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 5.2 (2021), S. 62. DOI: 10.3390/jmmp5020062.
- [Nie18a*] B. Niessen, A. Franceschi und P. Groche. „Proofs and Contradictions for Wave Formation Theories in Collision Welding“. In: *Key Engineering Materials* 767 (2018), S. 447–455. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.767.447.
- [Nie18b*] B. Niessen, M. Siegel und P. Groche. „Investigations on Shock Waves during Collision Welding“. In: *Proceedings of the 8th International Conference on High Speed Forming (ICHSF 2018)* (2018). DOI: 10.17877/DE290R-18972.
- [Nie19*] B. Niessen und P. Groche. „Weld interface characteristics of copper in collision welding“. In: *Proceedings of the 22nd International ESAFORM Conference on Material Forming*. Hrsg. von L. Galdos. AIP Conference Proceedings. [Melville, New York]: AIP Publishing LLC, 2019, S. 050018. DOI: 10.1063/1.5112582.
- [Nie20*] B. Niessen u. a. „Interface Formation during Collision Welding of Aluminum“. In: *Metals* 10.9 (2020), S. 1202. DOI: 10.3390/met10091202.
- [Nie21*] B. Niessen und P. Groche. „Investigation of Collision Welding by High-Speed Imaging“. In: *Proceedings of the 9th International Conference on High Speed Forming (ICHSF 2021)* (2021). DOI: 10.17877/DE290R-22517.

Zitierte, vom Autor betreute studentische Arbeiten

- [Got19**] C. Gotta. „Untersuchungen zur plastischen Deformation der Fügezone beim Kollisionsschweißen“. Master Thesis. Darmstadt: TU Darmstadt, 2019.
- [Mub21**] S. Mubarak. „Entwicklung einer Prüfmethodik zur Bestimmung der mechanischen Festigkeit kollisionsgeschweißter Verbindungen“. Bachelor Thesis. Darmstadt: TU Darmstadt, 2021.
- [Wol21**] S. Wolf. „Experimentelle Untersuchung des Einflusses der Probeneinspannung auf den Fügeprozess beim Kollisionsschweißen“. Bachelor Thesis. Darmstadt: TU Darmstadt, 2021.

Weitere Literaturangaben

- [Abr61] G. R. Abrahamson. „Permanent Periodic Surface Deformations Due to a Traveling Jet“. In: *0021-8936* 28.4 (1961), S. 519–528. DOI: 10.1115/1.3641777.
- [Aiz07] T. Aizawa, M. Kashani und K. Okagawa. „Application of magnetic pulse welding for aluminum alloys and SPCC steel sheet joints“. In: *Welding Journal* 86.5 (2007), S. 119–124.
- [Akb05] A. A. Akbari Mousavi und S. T. S. AL-Hassani. „Numerical and experimental studies of the mechanism of the wavy interface formations in explosive/impact welding“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 53.11 (2005), S. 2501–2528. DOI: 10.1016/j.jmps.2005.06.001.
- [AMS11] AMSTERDAM TECHNOLOGY. *Bedienungsanleitung MiniScanner: Ein handgehaltenes transportables Ultraschallprüfsystem für die punktuelle Prüfung*. 2011.
- [Arn19] K. Arnett. „Explosive Welding of Aluminum Plates: Experiments, Evaluation, and Modeling“. Diss. UC San Diego, 2019.
- [Ass16] H. Assadi u. a. „Cold spraying – A materials perspective“. In: *Acta Materialia* 116 (2016), S. 382–407. DOI: 10.1016/j.actamat.2016.06.034.
- [BA10] A. Ben-Artzy u. a. „Wave formation mechanism in magnetic pulse welding“. In: *International Journal of Impact Engineering* 37.4 (2010), S. 397–404. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.07.008.
- [Bah67] A. S. Bahrani, T. J. Black und B. Crossland. „The mechanics of wave formation in explosive welding“. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* 296.1445 (1967), S. 123–136. DOI: 10.1098/rspa.1967.0010.

-
- [Bat17] I. A. Bataev u. a. „High cooling rates and metastable phases at the interfaces of explosively welded materials“. In: *Acta Materialia* 135 (2017), S. 277–289. DOI: 10.1016/j.actamat.2017.06.038.
- [Bat19] I. A. Bataev u. a. „Towards better understanding of explosive welding by combination of numerical simulation and experimental study“. In: *Materials & Design* 169 (2019), S. 107649. DOI: 10.1016/j.matdes.2019.107649.
- [Bau18] J. Baumgartner, K. Schnabel und F. Huberth. „Fatigue assessment of EMPT-welded joints using the reference radius concept“. In: *Procedia Engineering* 213 (2018), S. 418–425. DOI: 10.1016/j.proeng.2018.02.041.
- [Bel16a] J. Bellmann u. a. „Magnetic Pulse Welding: Solutions for Process Monitoring within Pulsed Magnetic Fields“. In: *Euro-Asian Pulsed Power Conference & Conference on High-Power Particle Beams*. Cascais, Portugal, 2016, S. 18–22.
- [Bel16b] J. Bellmann u. a. „Measurement and analysis technologies for magnetic pulse welding: established methods and new strategies“. In: *Advances in Manufacturing* 4.4 (2016), S. 322–339. DOI: 10.1007/s40436-016-0162-5.
- [Bel19a] J. Bellmann u. a. „Magnetic pulse welding of tubular parts“. In: *Proceedings of the 22nd International ESAFORM Conference on Material Forming*. Hrsg. von L. Galdos. AIP Conference Proceedings. [Melville, New York]: AIP Publishing LLC, 2019, S. 050015. DOI: 10.1063/1.5112579.
- [Bel19b] J. Bellmann u. a. „Thermal Effects in Dissimilar Magnetic Pulse Welding“. In: *Metals* 9.3 (2019), S. 348. DOI: 10.3390/met9030348.
- [Bel21a] J. Bellmann u. a. „Influence of Copper Interlayers on the Magnetic Pulse Welding Process between Aluminum and Steel“. In: *Metals* 11.6 (2021), S. 868. DOI: 10.3390/met11060868.
- [Bel21b] J. Bellmann. *Messtechnisches Erfassen und Steuern von thermisch bedingten Füge-mechanismen beim Magnetpulsschweißen: Dissertation*. Bd. Band 4. Dresdener Formgebung. Dresden, 2021.
- [Ber66] O. R. Bergmann, G. R. Cowan und A. H. Holtzman. „Experimental evidence of jet formation during explosion cladding“. In: *TRANSACTIONS OF THE METALLURGICAL SOCIETY OF AIME* 236.5 (1966), S. 646–653.
- [Bir48] G. Birkhoff u. a. „Explosives with Lined Cavities“. In: *Journal of Applied Physics* 19.6 (1948), S. 563–582. DOI: 10.1063/1.1698173.
- [Bla83] T. Z. Blazynski. *Explosive Welding, Forming and Compaction*. Dordrecht: Springer Netherlands, 1983. DOI: 10.1007/978-94-011-9751-9.
- [Bög21] A. Böge und W. Böge. *Technische Mechanik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2021. DOI: 10.1007/978-3-658-34154-1.

-
- [Böh19] M. Böhme u. a. „On the microstructure and the origin of intermetallic phase seams in magnetic pulse welding of aluminum and steel“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 100 (2019), S. 35. DOI: 10.1002/mawe.201900034.
- [Bot80] K. K. Botros und T. K. Groves. „Fundamental impact-welding parameters—an experimental investigation using a 76-mm powder cannon“. In: *Journal of Applied Physics* 51.7 (1980), S. 3706–3714. DOI: 10.1063/1.328156.
- [Car75] S. H. Carpenter und R. H. Wittman. „Explosion Welding“. In: *Annual Review of Materials Science* 5.1 (1975), S. 177–199. DOI: 10.1146/annurev.ms.05.080175.001141.
- [Cav13] Cavitar. *CAVILUX Smart Operating Manual*. 2013.
- [Cha83] M. D. Chadwick und P. W. Jackson. „Explosive Welding in Planar Geometries“. In: *Explosive Welding, Forming and Compaction*. Hrsg. von T. Z. Blazynski. Dordrecht: Springer Netherlands, 1983, S. 219–287. DOI: 10.1007/978-94-011-9751-9_7.
- [Che21] X. Chen u. a. *Study of Explosive Welding of A6061/sus82111 Using Interlayers With Different Thicknesses and the Air Shockwave Between Plates*. 2021. DOI: 10.21203/rs.3.rs-448967/v1.
- [Chi09] M. Chizari, S. Al-Hassani und L. M. Barrett. „Effect of flyer shape on the bonding criteria in impact welding of plates“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.1 (2009), S. 445–454. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.02.022.
- [Cho76] P. C. Chou, J. Carleone und R. R. Karpp. „Criteria for jet formation from impinging shells and plates“. In: *Journal of Applied Physics* 47.7 (1976), S. 2975–2981. DOI: 10.1063/1.323038.
- [CL14] J.-P. Cuq-Lelandais u. a. „Magnetic Pulse Welding: welding windows and high velocity impact simulations“. In: *6th International Conference on High Speed Forming - 2014*. 2014.
- [CL16] J.-P. Cuq-Lelandais u. a. „3D Impacts Modeling of the Magnetic Pulse Welding Process and Comparison to Experimental Data“. In: *7th International Conference on High Speed Forming*. Dortmund: Technische Universität Dortmund, 2016. DOI: 10.17877/DE290R-16969.
- [Cle83] D. B. Cleland. „Basic Consideration for Commercial Processes“. In: *Explosive Welding, Forming and Compaction*. Hrsg. von T. Z. Blazynski. Dordrecht: Springer Netherlands, 1983, S. 159–188. DOI: 10.1007/978-94-011-9751-9_5.

-
- [Cow63] G. R. Cowan und A. H. Holtzman. „Flow Configurations in Colliding Plates: Explosive Bonding“. In: *Journal of Applied Physics* 34.4 (1963), S. 928–939. DOI: 10.1063/1.1729565.
- [Cow71] G. R. Cowan, O. R. Bergmann und A. H. Holtzman. „Mechanism of bond zone wave formation in explosion-clad metals“. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 2.11 (1971), S. 3145–3155. DOI: 10.1007/BF02814967.
- [Cro68] B. Crossland und A. S. Bahrani. „Fundamentals, of explosive welding“. In: *Contemporary Physics* 9.1 (1968), S. 71–87. DOI: 10.1080/00107516808204394.
- [Cro82] B. Crossland. *Explosive welding of metals and its application*. Bd. 2. Oxford Series on advanced manufacturing. Oxford: Clarendon, 1982.
- [Cui20a] J. Cui u. a. „Effects of Standoff Distance on Magnetic Pulse Welded Joints Between Aluminum and Steel Elements in Automobile Body“. In: *Automotive Innovation* (2020). DOI: 10.1007/s42154-020-00104-2.
- [Cui20b] J. Cui u. a. „Mechanical and Microstructure Investigations on Magnetic Pulse Welded Dissimilar AA3003-TC4 Joints“. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 212.4 (2020), S. 8. DOI: 10.1007/s11665-019-04542-w.
- [Czi20] H. Czichos und K.-H. Habig, Hrsg. *Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 5., überarbeitete und erweiterte Auflage. Springer eBook Collection. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2020. DOI: 10.1007/978-3-658-29484-7.
- [Der74] A. A. Deribas und I. D. Zakharenko. „Surface effects with oblique collisions between metallic plates“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 10.3 (1974), S. 358–367. DOI: 10.1007/BF01463767.
- [Der80] A. Deribas. „Strengthening and explosion-welding physics“. In: *Novosibirsk. Nauka* 222 (1980), S. 2.
- [DIN09] DIN 32712. „Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P4C“. In: DIN 32712 (2009).
- [DIN14] DIN EN ISO 16810. „Zerstörungsfreie Prüfung - Ultraschallprüfung: Allgemeine Grundsätze“. In: 19.100.DIN EN ISO 16810 (2014).
- [DIN17] DIN EN ISO 5577. „Zerstörungsfreie Prüfung – Ultraschallprüfung: Terminologie“. In: 01.040.19; 19.100.DIN EN ISO 5577 (2017).
- [DIN21] DIN EN ISO 4063. „Schweißen, Hartlöten, Weichlöten, Schneiden, Mechanisches Fügen und Kleben (Entwurf): Liste der Prozesse und Ordnungsnummern“. In: 01.040.25; 25.160.01.DIN EN ISO 4063 (2021).
- [ES75] H El-Sobky und T. Z. Blazynski. „Experimental investigation of the mechanics of explosive welding by means of a liquid analogue“. In: *Proc. 5th International Conference on “High Energy Rate fabrication”, Denver, Colorado*. 1975.

-
- [ES83] H. El-Sobky. „Mechanics of Explosive Welding“. In: *Explosive Welding, Forming and Compaction*. Hrsg. von T. Z. Blazynski. Dordrecht: Springer Netherlands, 1983, S. 189–217. DOI: 10.1007/978-94-011-9751-9_6.
- [Fae20] K. Faes, R. Shotri und A. De. „Probing Magnetic Pulse Welding of Thin-Walled Tubes“. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 4.4 (2020), S. 118. DOI: 10.3390/jmmp4040118.
- [Fan16] Z. Fan, H. Yu und C. Li. „Interface and grain-boundary amorphization in the Al/Fe bimetallic system during pulsed-magnetic-driven impact“. In: *Scripta Materialia* 110 (2016), S. 14–18. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2015.07.035.
- [Fen19] J. Feng u. a. „Formation of bonding interface in explosive welding—a molecular dynamics approach“. In: *Journal of physics. Condensed matter : an Institute of Physics journal* 31.41 (2019), S. 415403. DOI: 10.1088/1361-648X/ab30d7.
- [Gie18] S. Gies und A. E. Tekkaya. *Design of Hybrid Conductors for Electromagnetic Forming Coils*. 2018. DOI: 10.17877/DE290R-18949.
- [God73] S. K. Godunov, A. A. Deribas und N. S. Kozin. „Wave formation in explosive welding“. In: *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics* 12.3 (1973), S. 398–406. DOI: 10.1007/BF00851622.
- [Gro14] P. Groche u. a. „Development of a novel test rig to investigate the fundamentals of impact welding“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214.10 (2014), S. 2009–2017. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.10.008.
- [Gro15] P. Groche und C. Pabst. „Numerical Simulation of Impact Welding Processes with LS-DYNA“. In: *10th European LS-DYNA Conference*. 2015.
- [Gro17] P. Groche, M. Becker und C. Pabst. „Process window acquisition for impact welding processes“. In: *Materials & Design* 118 (2017), S. 286–293. DOI: 10.1016/j.matdes.2017.01.013.
- [Ham84] M. Hammerschmidt und H. Kreye. „Metallurgical characterisation of the explosively weld zone“. In: *J. Met* 37.3 (1984), S. 12–21.
- [Hel12] W. Hellwig und M. Kolbe. *Spanlose Fertigung Stanzen: Integrierte Fertigung komplexer Präzisions-Stanzteile*. 10., überarb. und erw. Aufl. Studium. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2012.
- [HG16] M. Hassani-Gangaraj u. a. „Supersonic impact of metallic micro-particles“. In: *arXiv preprint arXiv:1612.08081* (2016).
- [HG17] M. Hassani-Gangaraj u. a. „Melting Can Hinder Impact-Induced Adhesion“. In: *Physical review letters* 119.17 (2017), S. 175701. DOI: 10.1103/PhysRevLett.119.175701.

-
- [HG19] M. Hassani-Gangaraj u. a. „Impact-bonding with aluminum, silver, and gold microparticles: Toward understanding the role of native oxide layer“. In: *Applied Surface Science* 476 (2019), S. 528–532. DOI: 10.1016/j.apsusc.2019.01.111.
- [Hub18] F. Huberth u. a. „Crash and Durability of Aluminum and Mixed Steel Aluminum Joints Made by Electromagnetic Pulse Welding“. In: *8th International Conference on High Speed Forming*. Hrsg. von G. S. Daehn und A. E. Tekkaya. 2018. DOI: 10.17877/DE290R-18961.
- [Hun68] J. N. Hunt. „Wave formation in explosive welding“. In: *The Philosophical Magazine: A Journal of Theoretical Experimental and Applied Physics* 17.148 (1968), S. 669–680. DOI: 10.1080/14786436808223020.
- [Ina85] O. T. Inal u. a. „Explosive welding of Ti–6Al–4V to mild–steel substrates“. In: *Journal of Vacuum Science & Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films* 3.6 (1985), S. 2605–2609. DOI: 10.1116/1.572843.
- [Ish80] S. Ishutkin, V. I. Kirko und V. A. Simonov. „Thermal action of shock-compressed gas on the surface of colliding plates“. In: *Combustion, Explosion and Shock Waves* 16 (1980), S. 663–667. DOI: 10.1007/BF00741515.
- [Ito16] T. Itoi u. a. „Microstructure evolution of a dissimilar junction interface between an Al sheet and a Ni-coated Cu sheet joined by magnetic pulse welding“. In: *Materials Characterization* 118 (2016), S. 142–148. DOI: 10.1016/j.matchar.2016.05.021.
- [Jar87] D. Jaramillo, A. Szecket und O. T. Inal. „On the transition from a waveless to a wavy interface in explosive welding“. In: *Materials Science and Engineering* 91 (1987), S. 217–222. DOI: 10.1016/0025-5416(87)90300-4.
- [Kac75] M. S. Kachan und Y. A. Trishin. „Tension and compression waves in collision of solids“. In: *Fizika Goreniya i Vzryva* 6 (1975), S. 958–963.
- [Kak11] S. Kakizaki, M. Watanabe und S. Kumai. „Simulation and Experimental Analysis of Metal Jet Emission and Weld Interface Morphology in Impact Welding“. In: *MATERIALS TRANSACTIONS* 52.5 (2011), S. 1003–1008. DOI: 10.2320/matertrans.L-MZ201128.
- [Kap15] A. Kapil und A. Sharma. „Magnetic pulse welding: an efficient and environmentally friendly multi-material joining technique“. In: *Journal of Cleaner Production* 100 (2015), S. 35–58. DOI: 10.1016/j.jclepro.2015.03.042.
- [Kha14] S. V. Khaustov u. a. „Thermal processes in explosive welding“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 50.6 (2014), S. 732–738. DOI: 10.1134/S0010508214060161.

-
- [Kha21] S. V. Khaustov u. a. „Measuring the pre-heating temperature on the plates surface with impact gas in the welding gap during explosion welding (in Russisch)“. In: *IZVESTIA VOLGOGRAD STATE TECHNICAL UNIVERSITY* 11(258) (2021), S. 5–11. DOI: 10.35211/1990-5297-2021-11-258-5-11.
- [Kha22] S. V. Khaustov u. a. „Simulation and experimental determination of temperature in the joint zone during explosive welding“. In: *Thermal Science and Engineering Progress* 30 (2022), S. 101240. DOI: 10.1016/j.tsep.2022.101240.
- [Kos08] M. Koschlig, D. Raabe und M. Veehmayer. „Production of Steel-Light Metal Compounds with Explosive Metal Cladding“. In: (2008). DOI: 10.17877/DE290R-8652.
- [Kwe16] I. Kwee, V. Psyk und K. Faes. „Effect of the Welding Parameters on the Structural and Mechanical Properties of Aluminium and Copper Sheet Joints by Electromagnetic Pulse Welding“. In: *World Journal of Engineering and Technology* 04.04 (2016), S. 538–561. DOI: 10.4236/wjet.2016.44053.
- [LA19] J. Lueg-Althoff. *Fügen von Rohren durch elektromagnetische Umformung – Magnetpulsschweißen*. 1. Auflage. Bd. 104. Dortmund: Umformtechnik. Herzogenrath: Shaker, 2019.
- [Lee20] T. Lee u. a. „Microstructure development in impact welding of a model system“. In: *Scripta Materialia* 178 (2020), S. 203–206. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2019.11.031.
- [Li20a] J. S. Li u. a. „An anomalous wave formation at the Al/Cu interface during magnetic pulse welding“. In: *Applied Physics Letters* 116.16 (2020), S. 161601. DOI: 10.1063/5.0005299.
- [Li20b] J. S. Li u. a. „Interface evolution during magnetic pulse welding under extremely high strain rate collision: mechanisms, thermomechanical kinetics and consequences“. In: *Acta Materialia* (2020). DOI: 10.1016/j.actamat.2020.05.028.
- [Li20c] J. Li u. a. „High strength welding of NiTi and stainless steel by impact: Process, structure and properties“. In: *Materials Today Communications* 25 (2020), S. 101306. DOI: 10.1016/j.mtcomm.2020.101306.
- [Lys03] V. I. Lysak und S. V. Kuzmin. *Explosive welding of metal layered composite materials*. Welding and allied processes. Kiev: E. O. Paton Electric Welding Institute, 2003.
- [Lys12] V. I. Lysak und S. V. Kuzmin. „Lower boundary in metal explosive welding. Evolution of ideas“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 212.1 (2012), S. 150–156. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2011.08.017.

-
- [Lys15] V. I. Lysak und S. V. Kuzmin. „Energy balance during explosive welding“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 222 (2015), S. 356–364. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.03.024.
- [Mal20] A. Y. Malakhov u. a. „AlMg6 to Titanium and AlMg6 to Stainless Steel Weld Interface Properties after Explosive Welding“. In: *Metals* 10.11 (2020), S. 1500. DOI: 10.3390/met10111500.
- [Mal21] A. Malakhov, I. Saikov und I. Denisov. „Brass/Invar bimetal by explosive welding“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 114.1-2 (2021), S. 357–364. DOI: 10.1007/s00170-021-06897-8.
- [Man08] P. Manikandan u. a. „Control of energetic conditions by employing interlayer of different thickness for explosive welding of titanium/304 stainless steel“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 195.1-3 (2008), S. 232–240. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.05.002.
- [Mar21a] O. Marschner, C. Pabst und P. Pasquale. *Advances in electrical high current connections for electrical propulsion systems*. 2021. DOI: 10.17877/DE290R-22519.
- [Mar21b] O. Marschner u. a. *Suitable Design for Electromagnetic Pulse Processes*. 2021. DOI: 10.17877/DE290R-22516.
- [Mat22] MathWorks. *Nonlinear regression - nlinefit*. 2022.
- [Mey94] M. A. Meyers. *Dynamic behavior of materials*. A Wiley-Interscience publication. New York, NY: Wiley, 1994.
- [Mrz19] S. Mrzljak u. a. „Influence of Process Parameters, Surface Topography and Corrosion Condition on the Fatigue Behavior of Steel/Aluminum Hybrid Joints Produced by Magnetic Pulse Welding“. In: *22nd Symposium on Composites*. Hrsg. von J. M. Hausmann. Key engineering materials. Zurich, Switzerland: Trans Tech Publications, 2019, S. 197–202. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.809.197.
- [Mur83] L. E. Murr und M. A. Meyers. „Metallurgical Effects of Shock and Pressure Waves in Metals“. In: *Explosive Welding, Forming and Compaction*. Hrsg. von T. Z. Blazynski. Dordrecht: Springer Netherlands, 1983, S. 83–121. DOI: 10.1007/978-94-011-9751-9{\textunderscore}3.
- [Nas16] A. Nassiri, B. Kinsey und G. Chini. „Shear instability of plastically-deforming metals in high-velocity impact welding“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 95 (2016), S. 351–373. DOI: 10.1016/j.jmps.2016.06.002.
- [NN05] NN. *Datenblatt Cu ETP*. 2005.
- [NN18] NN. *Fachvortrag PSTproducts: Einsatz der Elektromagnetischen Pulstechnologie (EMPT) in der Batterieproduktion*. Aschaffenburg, 2018.

-
- [Onz75] T. Onzawa und Y. Ishii. „Fundamental Studies on Explosive Welding: Observations of Metal jet and wavy pattern“. In: *Transactions of the Japan Welding Society* 6.2 (1975), S. 98–104.
- [Onz97] T. Onzawa u. a. „Microstructure at explosively bonded interface between titanium and very low carbon steel as observed by transmission electron microscopy; Bakusetsu chitan-gokuteitansoko setsugo kaimen no toka denshi kenbikyō kansatsu“. In: *Atsuryoku Gijutsu* 35 (1997).
- [Ost14] F. Ostermann. *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. DOI: 10.1007/978-3-662-43807-7.
- [Pab14] C. Pabst u. a. „A Novel Method to Investigate the Principles of Impact Welding: Development and Enhancement of a Test Rig, Experimental and Numerical Results“. In: *Advanced Materials Research* 966-967 (2014), S. 500–509. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.966-967.500.
- [Pab16] C. Pabst und P. Groche. „The Influence of Thermal and Mechanical Effects on the Bond Formation During Impact Welding“. In: *7th International Conference on High Speed Forming*. Dortmund: Technische Universität Dortmund, 2016. DOI: 10.17877/DE290R-16997.
- [Pab19] C. Pabst. *Ursachen, Beeinflussung, Auswirkungen sowie Quantifizierung der Temperaturentwicklung in der Fügezone beim Kollisionsschweißen*. Bd. Band 119. Berichte aus Produktion und Umformtechnik. Düren: Shaker Verlag, 2019.
- [Pai06] V. V. Pai u. a. „Wave formation in a high-velocity symmetric impact of metal plates“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 42.5 (2006), S. 611–616. DOI: 10.1007/s10573-006-0094-7.
- [Pai94] V. V. Pai und G. E. Kuz'min. „Experimental determination of temperature of a metal jet“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 30.3 (1994), S. 346–349. DOI: 10.1007/BF00789428.
- [Pau20a] H. Paul u. a. „Interfacial reactions and structural properties of explosively welded titanium/copper plates“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 770 (2020), S. 012033. DOI: 10.1088/1757-899X/770/1/012033.
- [Pau20b] H. Paul, R. Chulist und I. Mania. „Structural Properties of Interfacial Layers in Tantalum to Stainless Steel Clad with Copper Interlayer Produced by Explosive Welding“. In: *Metals* 10.7 (2020), S. 969. DOI: 10.3390/met10070969.
- [PCO04] PCO imaging. *HSFC-PRO Bedienungsanleitung*. 2004.

-
- [Pee17] A. P. Peev u. a. „Influence of the parameters of a high-frequency acoustic wave on the structure, properties, and plastic flow of metal in the zone of a joint of materials welded by ultrasound-assisted explosive welding“. In: *Physics of Metals and Metallography* 118.5 (2017), S. 485–493. DOI: 10.1134/S0031918X17050106.
- [Pel18] P. F. Pelz und M. M. G. Kuhr. „Interface instability of an inelastic normal collision“. In: *Archive of Applied Mechanics* 88.11 (2018), S. 1945–1951. DOI: 10.1007/s00419-018-1420-8.
- [Per16] L. B. Pervukhin u. a. „EXPERIMENTAL EVIDENCE FOR FORMATION OF SHOCK PLASMA DURING EXPLOSIVE WELDING“. In: *XIII International Symposium on Explosive Production of New Materials: Science, Technology, Business and Innovations*. 2016.
- [Per17] L. B. Pervukhin und O. L. Pervukhina. „Interaction of impact-compressed gas in the welding gap with the welded surfaces in explosive welding“. In: *Welding International* 31.6 (2017), S. 457–461. DOI: 10.1080/09507116.2016.1268763.
- [Pet00] V. G. Petushkov. „Physical Interpretation of Explosion Welding near Its Lower Boundary“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 36.6 (2000), S. 771–776. DOI: 10.1023/A:1002810908014.
- [Pet95] V. G. Petushkov u. a. *Explosion welding criteria*. Bd. 3,4. Welding and surfacing reviews. Basel: Harwood Academic Publ, 1995.
- [Psy14] V. Psyk u. a. *Advanced coil design for electromagnetic pulse technology - Report on the methodology of coil design: Ergebnisse des Vorhabens der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) gefördert über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen e.V.* Bd. 397. EFB-Forschungsbericht. Hannover: Europ. Forschungsges. für Blechverarbeitung, 2014.
- [Psy17] V. Psyk u. a. „Process analysis for magnetic pulse welding of similar and dissimilar material sheet metal joints“. In: *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 353–358. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.787.
- [Rao13] R. N. Raelison u. a. „Study of the elaboration of a practical weldability window in magnetic pulse welding“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 213.8 (2013), S. 1348–1354. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.03.004.
- [Rao14] R. N. Raelison u. a. „Magnetic pulse welding: Interface of Al/Cu joint and investigation of intermetallic formation effect on the weld features“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 16.4 (2014), S. 427–434. DOI: 10.1016/j.jmapro.2014.05.002.

-
- [Rao15] R. N. Raelison u. a. „Magnetic pulse welding of Al/Al and Al/Cu metal pairs: Consequences of the dissimilar combination on the interfacial behavior during the welding process“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 20 (2015), S. 112–127. DOI: 10.1016/j.jmapro.2015.09.003.
- [Raz02] S. V. Razorenov u. a. „Hugoniot Elastic Limit and Spall Strength of Aluminum and Copper Single Crystals over a Wide Range of Strain Rates and Temperatures“. In: *AIP Conference Proceedings*. AIP, 2002, S. 503–506. DOI: 10.1063/1.1483587.
- [Reb17] A. Rebensdorf. *Charakterisierung der Verbindungseigenschaften beim Magnetimpulsschweißen unter Berücksichtigung kinematischer und physikalischer Prozessgrößen*. 1. Auflage. Bd. 10. Fortschrittsberichte aus der Produktionstechnik. Aachen: Shaker, 2017.
- [Rei74] S. R. Reid. „A discussion of the mechanism of interface wave generation in explosive welding“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 16.6 (1974), S. 399–413. DOI: 10.1016/0020-7403(74)90014-9.
- [Ric58] M. H. Rice, R. G. McQueen und J. M. Walsh. „Compression of Solids by Strong Shock Waves“. In: *Advances in Research and Applications*. Bd. 6. Solid State Physics. Elsevier, 1958, S. 1–63. DOI: 10.1016/s0081-1947(08)60724-9.
- [Sar19] M. Sarvari u. a. „Investigation of collision surfaces and weld interface in magnetic pulse welding of dissimilar Al/Cu sheets“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 45 (2019), S. 356–367. DOI: 10.1016/j.jmapro.2019.07.012.
- [Sch07] T. Schmidt. *Kaltgasspritzen: Eine Analyse des Materialverhaltens beim Partikelaufrall und die daraus abgeleitete Prozessoptimierung: Zugl.: Hamburg, Helmut-Schmidt-Universität, 2007*. Berichte aus der Werkstofftechnik. Aachen: Shaker, 2007.
- [Sch11] R. Schäfer, P. Pasquale und A. Elsen. „Material Hybrid Joining of Sheet Metals by Electromagnetic Pulse Technology“. In: *Key Engineering Materials* 473 (2011), S. 61–68. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.473.61.
- [Sch18] E. Schumacher u. a. „Analysis of the Weld Seam Area of Magnetic Pulse Welded Aluminium-Steel-Sheet-Connections on its Suitability as a Sign of Quality“. In: *Proceedings of the 8th International Conference on High Speed Forming (ICHSF 2018)*. 2018. DOI: 10.17877/DE290R-18973.
- [Sch19a] V. Schuler und J. Twrdek. *Praxiswissen Schweißtechnik: Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. 6., vollständig überarbeitete Auflage. Wiesbaden und Heidelberg: Springer Vieweg, 2019.

-
- [Sch19b] E. Schumacher u. a. „Investigation of the temperature influence of the static joining partner on the lower welding limit during magnetic pulse welding“. In: *Proceedings of the 22nd International ESAFORM Conference on Material Forming*. Hrsg. von L. Galdos. AIP Conference Proceedings. [Melville, New York]: AIP Publishing LLC, 2019, S. 050022. DOI: 10.1063/1.5112586.
- [Sch20] E. Schumacher und S. Mrzljak. *Schlussberichts zu IGF-Vorhaben 19396: Untersuchungen zum Einfluss der Oberflächentopographie und Korrosion auf die Schwingfestigkeit magnetpuls geschweißter Stahl/Aluminium-Hybridbleche*. Kassel, Dortmund: DVS Media GmbH, 2020.
- [Sha16] S. Sharafiev u. a. „Microstructural characterisation of interfaces in magnetic pulse welded aluminum/aluminum joints“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 118 (2016), S. 012016. DOI: 10.1088/1757-899X/118/1/012016.
- [Shu14] H. Shu u. a. „Plastic behavior of aluminum in high strain rate regime“. In: *Journal of Applied Physics* 116.3 (2014), S. 033506. DOI: 10.1063/1.4890012.
- [Smi16] J. A. Smith u. a. „Use of the Hugoniot elastic limit in laser shockwave experiments to relate velocity measurements“. In: AIP Conference Proceedings. AIP Publishing LLC, 2016, S. 080005. DOI: 10.1063/1.4940537.
- [Son11] J. Song u. a. „Hierarchical microstructure of explosive joints: Example of titanium to steel cladding“. In: *Materials Science and Engineering: A* 528.6 (2011), S. 2641–2647. DOI: 10.1016/j.msea.2010.11.092.
- [Sun20] Z. Sun u. a. „Detonation process analysis and interface morphology distribution of double vertical explosive welding by SPH 2D/3D numerical simulation and experiment“. In: *Materials & Design* (2020), S. 108630. DOI: 10.1016/j.matdes.2020.108630.
- [Tan20] K. Tan u. a. „Review of Manufacturing and Repair of Aircraft and Engine Parts based on Cold Spraying Technology and Additive Manufacturing Technology“. In: *Aerospace technic and technology* 3 (2020), S. 53–70. DOI: 10.32620/akt.2020.3.06.
- [Viv13] A. Vivek u. a. „Vaporizing foil actuator: A tool for collision welding“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 213.12 (2013), S. 2304–2311. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.07.006.
- [Wal53] J. M. Walsh, R. G. Shreffler und F. J. Willig. „Limiting Conditions for Jet Formation in High Velocity Collisions“. In: *Journal of Applied Physics* 24.3 (1953), S. 349–359. DOI: 10.1063/1.1721278.

-
- [Wat06] M. Watanabe, S. Kumai und T. Aizawa. „Interfacial Microstructure of Magnetic Pressure Seam Welded Al-Fe, Al-Ni and Al-Cu Lap Joints“. In: *Materials Science Forum* 519-521 (2006), S. 1145–1150. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.519-521.1145.
- [Wil18] J. Williams, W. S. Howard und S. Hawkins. „An analysis of shock conditions arising from an oblique impact between two solids“. In: *International Journal of Impact Engineering* 116 (2018), S. 1–21. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.02.003.
- [Wit73] R. H. Wittman. „The influence of collision parameters of the strength and microstructure of an explosion welded aluminium alloy“. In: *Proc. 2nd Int. Sym. on Use of an Explosive Energy in Manufacturing Metallic Materials* (1973), S. 153–168.
- [Wro10a] B. Wronka. „Acoustic and mechanical anisotropy in the testing of explosively welded joints“. In: *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring* 52.11 (2010), S. 603–608. DOI: 10.1784/insi.2010.52.11.603.
- [Wro10b] B. Wronka. „Testing of explosive welding and welded joints: joint mechanism and properties of explosive welded joints“. In: *Journal of Materials Science* 45.15 (2010), S. 4078–4083. DOI: 10.1007/s10853-010-4494-4.
- [Wro12] B. Wronka. „The significance of ultrasonic technology in the evaluation of the condition and mechanical properties of explosively welded joints“. In: *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring* 54.4 (2012), S. 198–203. DOI: 10.1784/insi.2012.54.4.198.
- [Wro14] B. Wronka. „Ultrasonic Flaw Detection for Quality Assessment of Explosively Clad Plates“. In: *Advances in Materials Science and Engineering* 2014 (2014), S. 1–8. DOI: 10.1155/2014/171279.
- [Yan21] M. Yang u. a. „Microstructure development during explosive welding of metal foil morphologies, mechanical behaviors and mechanisms“. In: *Composites Part B: Engineering* 212 (2021), S. 108685. DOI: 10.1016/j.compositesb.2021.108685.
- [Zak71] I. D. Zakharenko und T. M. Sobolenko. „Thermal effects in the weld zone in explosive welding“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 7.3 (1971), S. 373–375. DOI: 10.1007/BF00742828.
- [Zak78] I. D. Zakharenko. „Required conditions for explosion welding“. In: *Combustion, Explosion, and Shock Waves* 14.3 (1978), S. 385–388. DOI: 10.1007/BF00740511.

-
- [Zha08] Y. Zhang u. a. „Microstructure characterisation of magnetic pulse welded AA6061-T6 by electron backscattered diffraction“. In: *Science and Technology of Welding and Joining* 13.5 (2008), S. 467–471.
- [Zha10] Y. Zhang, S. S. Babu und G. S. Daehn. „Interfacial ultrafine-grained structures on aluminum alloy 6061 joint and copper alloy 110 joint fabricated by magnetic pulse welding“. In: *Journal of Materials Science* 45.17 (2010), S. 4645–4651. DOI: 10.1007/s10853-010-4676-0.
- [Zha11] Y. Zhang u. a. „Application of high velocity impact welding at varied different length scales“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 211.5 (2011), S. 944–952. DOI: 10.1016/j.jmatprot.2010.01.001.
- [Zho22] Y. Zhou u. a. „Evaluation model of electromagnetic pulse welding effect based on v_c - β trajectory curve (Pre-proof)“. In: *Journal of Materials Research and Technology* (2022). DOI: 10.1016/j.jmrt.2022.07.069.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Schematische Darstellung des Kollisionsschweißens	5
2.2	Strömungsformen einer symmetrischen Kollision zweier Fluide im subsonischen Bereich (a) und im supersonischen Bereich ohne Jet (b) und unter Ausbildung eines Jets (c)	8
2.3	Schematische Darstellung der Gefügestruktur einer Sprengschweißverbindung von Titan und Stahl auf Makroebene (a), Mesoebene (b), Mikroebene (c) und Nanoebene (d) in Anlehnung an [Son11] und deren Adaption [Bel21b].	22
2.4	Schematische Darstellung des Prozessfensters beim EXW basierend auf dem hydrodynamischen Ansatz nach Wittman [Wit73].	29
2.5	Schematische Darstellungen (a) des erweiterten Prozessfensters um die spezifische Masse \bar{m} nach [Pet95; Lys12] und (b) des auf die physikalischen Größen Druck P , Temperatur T und deren Dauer t bezogene Prozessfensters nach [Lys12].	31
2.6	Schematische Darstellungen (s) des hydrodynamischen und (b) des auf das EMPS adaptierten Prozessfensters nach [CL14; CL16]. Der instationäre EMPS-Prozess ist als Pfad und der stationäre EXW-Prozess als Punkt dargestellt.	33
2.7	Schematische Darstellung charakteristischer Bereiche unterschiedlicher Fügezonenausbildung mit deren charakteristischen Verteilungen der Scherdehnung g_{\max} über die Dicke der Fügepartner δ im EXW-Prozessfenster von Aluminium nach [Lys03].	35
4.1	Schematischer Aufbau des Modellversuchsstands: Die Detailabbildungen zeigen die eingespannten Versuchsproben mit kinematischen Bedingungen (a), die bewegliche Rotor-Naben-Baugruppe (b) und den abgewickelten Verlauf der Spiralnut mit Stiftbewegung (c).	44
4.2	Flyer-Probe mit Sollbruchstelle und Target-Probe (a); gefügte Proben mit versagter Sollbruchstelle (b).	45

5.1	Schematische Darstellung des optischen Messaufbaus bestehend aus Bildverstärkerkamera, Beleuchtungslaser sowie Triggerschaltkreis mit Spannungsquelle, Signalverarbeitung und Triggereinheit nach [Pab19].	50
5.2	Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Kollisionsschweißprozesses aufgenommen unter Verwendung des Long Distance Microscope (a) und des Makro-Objektivs (b).	51
5.3	Hochgeschwindigkeitsaufnahme mit Bestimmung des Kollisionswinkels mittels Kantenerkennung (weiß) und Ausgleichsgeraden (schwarz) im ausgewählten Bereich (grauer Kasten)	54
5.4	Ultraschall C-Bild eines kollisionsgeschweißten Verbundes mit drei A-Bildern (I-III), die als Grundlage der Fallunterscheidung dienen nach [Nie19*].	57
5.5	Aufbau der Scherzugvorrichtung kollisionsgeschweißter Verbunde im Schnitt mit Darstellung der Einspannung des Probenverbunds und der auftretenden Lasten im Detail nach [Mub21**].	60
6.1	Prozessfenster für EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm (a), 1 mm (b) und 2 mm + 2 mm (c) Flyer-Dicke sowie mit zusätzlicher Schicht Blei auf der Flyer-Rückseite (d). Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei einer erzielten Verschweißung der Fügepartner gefüllt ist.	65
6.2	Prozessfenster für EN AW-1050A O (a) und Hx8 (b). Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.	67
6.3	Prozessfenster für Cu ETP. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.	67
6.4	Schweißverhältnis über Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten mit EN AW-1050A Hx4 bei Flyer-Dicke von 2 mm.	68
6.5	Veränderung der geschweißten Fläche über den Kollisionswinkel bei 262 m/s für EN AW-1050A Hx4 mit einer Flyer-Dicke von 2 mm.	69
6.6	Schweißverhältnis über Kollisionswinkel mit EN AW-1050A Hx4 für verschiedene Flyer-Dicken bei einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m/s.	70
6.7	Schweißverhältnis über Kollisionswinkel für verschiedene Werkstofffestigkeiten durch Verwendung von EN AW-1050A mit unterschiedlichen Kaltverfestigungszuständen bei einer Kollisionsgeschwindigkeit von 262 m/s.	71
6.8	Schweißverhältnis von Cu ETP über Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten.	72
6.9	Weg-Kraft-Verlauf der Scherzug-Prüfung zweier Experimente mit EN AW-1050A Hx4 und 2 mm Flyer-Dicke mit zwei verschiedenen Versagensarten: in der Fügezone bei 262 m/s und $9,3^\circ$ sowie im Grundmaterial bei 262 m/s und $8,7^\circ$	74

6.10 Scherzug-Prüfung von EN AW-1050A Hx4 und 2 mm Flyer-Dicke mit auf 3 mm gekürzten Verbundproben: Box-Plot der relativen Scherfestigkeit für unterschiedliche Kollisionsgeschwindigkeiten bei einem Kollisionswinkel von 5° (a); relative Scherfestigkeit für Variation des Kollisionswinkels bei 297 m/s; beide Diagramme nach [Mub21**].	77
6.11 Lichtmikroskopaufnahmen kollisionsgeschweißter Verbunde aus Cu ETP bei 201 m/s und 6,6° – gestrichelte Linien markieren Bereich des potentiellen Fügezonenerlaufs (a), EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm Flyer-Dicke bei 262 m/s und 4,3° (b), EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm + 2 mm Flyer-Dicke bei 262 m/s und 4,1° (c) und EN AW-1050A Hx8 bei 262 m/s und 5,6° (d). In (b)-(d) FZ als Band GWG sichtbar. Die Schweißrichtung ist von rechts nach links. . . .	80
7.1 Prozessfenster für EN AW-1050A Hx4 (a) und für Cu ETP (b) mit unterem Grenzwinkel β_{\min} berechnet nach Gl. 7.1. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.	85
7.2 Hochgeschwindigkeitsaufnahmen von EN AW-1050A Hx4 bei 262 m/s und 3,8°. Ein seitliches Herausströmen der leuchtenden Partikelwolke ist ab der Hälfte der Kollision erkennbar und korreliert mit dem Ergebnis der Fügezonenausbildung dieses Experiments in Abb. 6.5.	85
7.3 Der Einfluss des Oberflächenzustands, repräsentiert durch die mittlere quadratische Höhe der Oberflächenrauheit S_q , auf den unteren Grenzwinkel β_{\min} nach [Gro19*]	86
7.4 Aufnahmen der Kollisionsflächen nicht geschweißter Versuchsproben aus EN AW-1050A Hx4 bei 262 m/s und einem Kollisionswinkel von 2,3° (a), 3,3° (b) und 8,3° (c) mit konfokalem Weißlichtmikroskop.	87
7.5 Prozessfenster für EN AW-1050A Hx4 mit 2 mm (a), 1 mm (b) und 2 mm + 2 mm (c) Flyer-Dicke. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei einer erzielten Verschweißung der Fügepartner gefüllt ist. Berechnung der unteren und oberen Grenzwinkel erfolgt mit Gl. 7.1 bzw. Gl. 7.8.	94
7.6 Prozessfenster für EN AW-1050A in den Zuständen O (a) und Hx8 (b) sowie für Cu ETP. Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei einer erzielten Verschweißung der Fügepartner gefüllt ist. Berechnung der unteren und oberen Grenzwinkel erfolgt mit Gl. 7.1 bzw. Gl. 7.8.	97
8.1 Schematische Darstellung der Bereiche des Fügens in rein flüssiger (I) bzw. fester (III) Phase sowie des hybriden Fügens (II) innerhalb des Prozessfensters Kollisionswinkel über Kollisionsgeschwindigkeit für EN AW-1050A.	102
8.2 W_2 nach Gl. 2.11 über Kollisionswinkel für verschiedene Kollisionsgeschwindigkeiten mit EN AW-1050A bei Flyer-Dicke von 2 mm.	103

9.1	Prozessfenster für EN AW-1050 Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target (a) sowie für Cu ETP als Flyer und EN AW-1050 Hx4 als Target (b). Jeder Datenpunkt entspricht einem Experiment, welcher bei erzielter Verschweißung gefüllt ist.	108
9.2	Hochgeschwindigkeitsaufnahmen bei 262 m s^{-1} und 9° mit Cu ETP als Flyer und EN AW-1050 Hx4 als Target.	109
9.3	Lichtmikroskopaufnahmen der Fügezone für verschiedene Punkte des Prozessfensters. Die Schweißrichtung ist von rechts nach links.	110
9.4	Schweißverhältnis für EN AW-1050 Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target für unterschiedliche Kollisionswinkel bei 262 m s^{-1} (a) und für unterschiedliche Kollisionsgeschwindigkeiten bei ca. 5° (b) nach [Gro21*]	111

Tabellenverzeichnis

4.1	Übersicht physikalischer Eigenschaften der Werkstoffe.	47
6.1	Prozessparameter, Schweißverhältnis und Versagensart der Scherzug-geprüften Experimente	75
6.2	Prozessparameter, Schweißverhältnis und Erscheinungsbild der Fügezone .	79
7.1	Übersicht der ermittelten empirischen Koeffizienten und RSME für die aufgestellten Gleichungen mit EN AW-1050A Hx4.	93
7.2	Übersicht der ermittelten empirischen Koeffizienten und RSME für EN AW-1050A O und Hx8 sowie Cu ETP.	96
7.3	Minimale Kollisionsgeschwindigkeiten für die verschiedenen Werkstoffe und deren Zustände	98
9.1	Übersicht der ermittelten empirischen Koeffizienten und RSME für EN AW-1050A Hx4 als Flyer und Cu ETP als Target.	109