

FAU Studien aus dem Maschinenbau 383

Mario Meinhardt

Widerstandselementschweißen mit
gestauchten Hilfsfügeelementen -

Umformtechnische Wirkzusammenhänge
zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit



Mario Meinhardt

Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen
- Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der
Verbindungsfestigkeit

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 383

Herausgeber der Reihe:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Mario Meinhardt

Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen -

**Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur
Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit**

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT)
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Erlangen
FAU University Press
2022

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek:
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bitte zitieren als

Meinhardt, Mario. 2022. *Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 383. Erlangen: FAU University Press.

DOI: 10.25593/978-3-96147-474-5

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt.
Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren.
Sie sind nutzbar unter der Creative-Commons-Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS-Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
<https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home>

Verlag und Auslieferung:

FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Umschlagbild: Mario Meinhardt

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-473-8 (Druckausgabe)

eISBN: 978-3-96147-474-5 (Online-Ausgabe)

ISSN: 2625-9974

DOI: 10.25593/978-3-96147-474-5

**Widerstandselementschweißen mit gestauchten
Hilfsfügeelementen – Umformtechnische Wirkzu-
sammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungs-
festigkeit**

Der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Mario Meinhardt, M.Sc.

aus München

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen

Prüfung: 27.10.2021

Vorsitzender des

Promotionsorgans: Prof. Dr.-Ing. Knut Graichen

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Prof. Dr.-Ing. Gerson Meschut, Universität
Paderborn

Vorwort

Die vorliegende Dissertation ist im Rahmen meiner Tätigkeit als Doktorand bei der BMW AG im Forschungs- und Entwicklungszentrum in München in enger Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT) an der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg entstanden.

Mein besonderer Dank gilt Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein, der Ordinaria des LFT, für die Übernahme des Hauptreferats, ihre engagierte Betreuung, die stets von beeindruckender fachlicher Kompetenz geprägt war, sowie die konstruktive Unterstützung während der gesamten Forschungszeit.

Ferner möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerson Meschut für die Übernahme des Koreferats sowie für das entgegengebrachte Interesse an der Arbeit bedanken. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Inf. H. Hagenah möchte ich meinen Dank für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes aussprechen. Ebenso bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Fröba für die Mitwirkung im Prüfungskomitee.

Besonders danken möchte ich Herrn Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Univ. M. Lechner für sein großes Engagement, für die wissenschaftlichen Impulse und die konstruktive Betreuung. Recht herzlich danken möchte ich zudem den Lehrstuhlmitarbeitern am LFT und dabei besonders S. Wiesenmayer, M.Sc., A. Jobst, M.Sc. und Dr.-Ing. P. Frey für die hilfsbereite und angenehme Zusammenarbeit sowie den Studentinnen und Studenten für ihr Engagement und die fachlichen Diskussionen während ihrer Abschlussarbeiten.

Danken möchte ich auch den Unterstützern der BMW AG für die wohlwollende Förderung, die erkenntnisreichen Diskussionen und für die unzähligen Stunden im Technikum: R. Kirschner, Dr.-Ing. M. Fleischer, Dr.-Ing. M. Endres, F.-X. Schweighart, M. Albrecht, R. Lindacher, B. Bevc, D. Opel, H. Kupfer, M. Eigner, Dr.-Ing. S. Tutunjian und vielen Weiteren.

Meiner Freundin Anna und meiner Familie und dabei insbesondere meinem Vater Josef (in memoriam) gebührt abschließend meine immerwährende Dankbarkeit für ihre tatkräftige Unterstützung, für die motivierenden Worte und für ihren starken Rückhalt, den ich stets genießen durfte.

München, im Oktober 2021

Mario Meinhardt

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Formel- und Abkürzungsverzeichnis	ix
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik und Forschung	3
2.1 Fügen im Multimaterial-Fahrzeugkarosseriebau	3
2.1.1 Wirkmechanismen und Herausforderungen beim thermischen und mechanischen Fügen von Multi-Material-Paarungen aus Aluminiumlegierungen und Stahlwerkstoffen	4
2.1.2 Thermische Fügeverfahren ohne Hilfsfügeelement zum Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen	6
2.1.3 Thermische Fügeverfahren mit Hilfsfügeelement zum Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen	8
2.1.4 Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen durch mechanisches Fügen und plastische Umformung	11
2.2 Technologie des Widerstandselementschweißens	12
2.2.1 Verfahrensvarianten des Widerstandselementschweißens	13
2.2.2 Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen	17
2.2.3 Gegenüberstellung der Widerstandselementschweiß- Verfahrensansätze	18
2.3 Charakteristika der umformtechnischen Prozesse des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen	20
2.3.1 Prozesscharakteristika des Scherschneidens	21
2.3.2 Prozesscharakteristika des Einsenkens	22
2.3.3 Prozesscharakteristika des Stauchens	23
2.4 Zusammenfassende Bewertung	25
3 Zielsetzung und methodisches Vorgehen	29
4 Versuchsanlagen, Versuchswerkstoffe und Versuchsmethoden 	33
4.1 Charakterisierung der Versuchswerkstoffe	33
4.2 Anlagentechnik und Umformwerkzeuge	35
4.2.1 Pressentechnik zur Analyse der umformtechnischen Prozessschritte	35

4.2.2	Scherschneidwerkzeug zur Hilfsfügeelement-Herstellung.....	36
4.2.3	Umformwerkzeug zur Trägerblechherstellung	37
4.2.4	Stauchwerkzeug zum Stauchen des Hilfsfügeelementes	39
4.2.5	Anlagentechnik zur Absicherung des Widerstandspunktschweiß-Prozesses	40
4.2.6	Anlagentechnik der zerstörenden Lastprüfungen	40
4.3	Experimentelle Methoden zur Verbundanalyse	41
4.3.1	Methoden zur mikroskopischen und metallographischen Analyse	41
4.3.2	Methoden zur Prozessanalyse des Widerstandspunktschweißens	45
4.3.3	Methoden zur Charakterisierung der quasistatischen Belastungsgrenzen	47
4.3.4	Methode zur Charakterisierung der Belastungsgrenzen unter zyklischer Belastung	49
4.4	Numerische Methode zur Materialflussanalyse	50
5	Systemanalyse des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen.....	53
5.1	Prozessauslegung des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen.....	53
5.1.1	Definition der geometrischen Abmessungen	53
5.1.2	Voruntersuchung des Fließverhaltens des Hilfsfügeelement- Werkstoffes	55
5.1.3	Einsenken und Scherschneiden der Trägerbleche	57
5.1.4	Stauchen der Hilfsfügeelemente	58
5.2	Systemanalyse der Halbzeugherstelprozesse.....	61
5.2.1	Scherschneiden der Hilfsfügeelemente	61
5.2.2	Einsenken der beidseitigen Phase in das Trägerblech	71
5.2.3	Zusammenfassende Bewertung.....	76
5.3	Systemanalyse des Stauchprozesses.....	77
5.3.1	Materialfluss- und Verfestigungsanalyse	77
5.3.2	Bewertung der Einflussgrößen und Fokus z-Lagen Einfluss....	82
5.3.3	Herleitung des z-Lagenmodells	87
5.3.4	Modellbestätigung für symmetrisches Einformen	96
5.3.5	Zusammenfassende Bewertung des z-Lagen Effekts	102
5.4	Versagensverhalten von Widerstandselementschweißungen unter quasistatischer und zyklischer Belastung.....	104
5.4.1	Analyse des Widerstandspunktschweiß-Prozesses.....	104
5.4.2	Versagensanalyse bei quasistatischer Belastung	111
5.4.3	Zyklische Tragfähigkeitsanalyse.....	117
5.4.4	Zusammenfassung des Versagensverhaltens	124

5.5	Bewertung und Einordnung auf Basis der Systemanalyse	125
6	Numerische Materialflussanalyse und experimentelle Effektanalyse zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit	129
6.1	Numerische Materialflussanalyse des Stauchens.....	129
6.1.1	FE-Modellvalidierung.....	129
6.1.2	Numerische Materialflussanalyse.....	136
6.2	Einflussgrößen der Hilfsfügeelemente-Auswahl und -Herstellung auf die Verbindungsfestigkeit	140
6.2.1	Abhängigkeit der Verbindungsfestigkeit von der Hilfsfügeelement-Dicke	140
6.2.2	Verbindungsfestigkeit durch Mikro- und Makroformschluss.....	144
6.2.3	Verbindungsfestigkeitsbeeinflussung durch Variation der Einsenkgeometrie im Trägerblech	148
6.3	Modell zur Beschreibung der Wirkungszusammenhänge beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen	154
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	159
8	Summary and Outlook.....	163
	Literaturverzeichnis.....	167

Formel- und Abkürzungsverzeichnis

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Bedeutung</i>
b_{Bruch}	mm	Höhe Bruchflächenbereich
b_{Glatt}	mm	Höhe Glattschnittanteil
b_M	mm	Einsenphasen-Breite Matrize
b_N	mm	Einsenphasen-Breite Niederhalter
d	mm	Mittlere Länge der Diagonale des Eindrucks
d_{Alu}	mm	Dicke Aluminiumblech in z-Lagenformel
d_0	mm	Ausgangsdurchmesser
$g_{Zyl.Glatt}(y)$	-	Formelmäßige Beschreibung des Kantenverlaufs im Glattschnittbereich
$g_{1St-K}(y)$	-	Formelmäßige Beschreibung des Kantenverlaufs im Kanteneinzugsbereich
$g_{3St-B}(y)$	-	Formelmäßige Beschreibung des Kantenverlaufs im Bruchbereich
h_M	mm	Einsenphasen-Höhe Matrize
h_N	mm	Einsenphasen-Höhe Niederhalter
h_0	mm	Elementhöhe vor Stauchvorgang
h_1	mm	Elementhöhe nach Stauchvorgang
n	-	Versuchszahl/Probenanzahl
n_{ver}	-	Verfestigungsexponent
r	-	Senkrechte Anisotropie
r_b	-	Anisotropiekennwert der biaxialen Anisotropie
r_{Bruch}	mm	Radius Bruchflächenbereich Unterseite
r_{Glatt}	mm	Radius Glattschnittanteil
r_{Kante}	mm	Radius Kanteneinzug
r_0	-	Senkrechte Anisotropie in 0° zur Walzrichtung
r_{45}	-	Senkrechte Anisotropie in 45° zur Walzrichtung
r_{90}	-	Senkrechte Anisotropie in 90° zur Walzrichtung
S_{Mitte}	mm	Distanz Mittelebene-Unterseite des Hilfsfügeelementes
S_0_{Alu}	mm	Ausgangsdicke Trägerblech
S_0_{HFE}	mm	Ausgangsdicke Hilfsfügeelement
$S_0_{HFE_IST}$	mm	Initiale Istdicke Hilfsfügeelement

t	sec	Schweißzeit
t_{Beginn}	sec	Zeitpunkt Beginn
t_{Ende}	sec	Zeitpunkt Ende
t_{min}	mm	Kleinste Blechdicke der Blechpaarung
$w_{\text{Wölb}}$	mm	Durchwölbung Trägerblech (tiefster Oberflächenpunkt in Referenz zum Blechoberflächenpunkt an der Stellelementposition)
x_0	mm	Kreismittelpunktverschiebung in x-Richtung
z_{St}	mm	Z-Lageneinstellung beim Stauchen
A_g	%	Gleichmaßdehnung
B_A	mm	Scherzug-Probenbreite Aluminium
B_{A-A}	mm	Ausdrückversuch-Probenbreite Aluminium
B_{A-K}	mm	Kopfzug-Probenbreite Aluminium
$B_{A-Schäl}$	mm	Schälzug-Probenbreite Aluminium
B_S	mm	Scherzug-Probenbreite Stahl-Basisblech
B_{S-K}	mm	Kopfzug-Probenbreite Stahl-Basisblech
$B_{S-Schäl}$	mm	Schälzug-Probenbreite Stahl-Basisblech
D_{Mitte}	mm	Hilfsfügeelement Durchmesser in Mittelebene
D_{Oben}	mm	Hilfsfügeelement Durchmesser auf Oberseite
D_{Unten}	mm	Hilfsfügeelement Durchmesser auf Unterseite
F	N	Prüfkraft
F_{Stauch}	N	Prozesskraft Stauchen als Steuergröße
I	A	Stromstärke
L_A	mm	Scherzug-Probenlänge Aluminium
L_{A-A}	mm	Ausdrückversuch-Probenlänge Aluminium
L_{A-K}	mm	Kopfzug-Probenlänge Aluminium
$L_{A-Schäl}$	mm	Schälzug-Probenlänge Aluminium
L_S	mm	Scherzug-Probenlänge Stahl-Basisblech
L_{S-K}	mm	Kopfzug-Probenlänge Stahl-Basisblech
$L_{S-Schäl}$	mm	Schälzug-Probenlänge Stahl-Basisblech
Q	J	Wärmemenge
R_{Ges}	Ω	Gesamtwiderstand
R_m	N/mm^2	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	N/mm^2	0,2 %-Dehngrenze
$R_{\text{zykl.}}$	-	Spannungsverhältnis aus Unter- zu Oberspannung
S_{Al}	mm	Blechdicke Aluminium-Trägerblech
S_{St}	mm	Blechdicke Stahl-Basisblech

T_N	-	Streuspanne in Richtung der Schwingspielzahl
T_1	-	Thermoelement Messposition 1 – Stahlelement
T_2	-	Thermoelement Messposition 2 – Aluminium
T_3	-	Thermoelement Messposition 3 – Aluminium
T_4	-	Thermoelement Messposition 4 – Aluminium
T_5	-	Thermoelement Messposition 5 – Aluminium
\ddot{U}	mm	Überlapplänge Scherzug
\ddot{U}_S	mm	Überlapplänge Schälzug
V_{oben}	mm ³	Volumensegment obere Hälfte
V_{unten}	mm ³	Volumensegment untere Hälfte
V_{1_St}	mm ³	Volumensegment Kanteneinzug idealer Zylinder
V_{1_St-K}	mm ³	Hüllvolumensegment Kanteneinzug Randzone
V_{2_St}	mm ³	Volumensegment Glattschnittanteil
V_{3_St}	mm ³	Volumensegment Bruchflächenanteil idealer Zylinder
V_{3_St-B}	mm ³	Hüllvolumensegment Bruchflächenanteil Randzone
γ_M	°	Einsenkphasenwinkel Matrize
γ_N	°	Einsenkphasenwinkel Niederhalter
φ_h	-	Umformgrad
ϕ	°	Azimutwinkel
ψ	°	Polwinkel
\emptyset_{AD}	mm	Innendurchmesser der Ausdrückmatrize
\emptyset_{VLS}	mm	Innendurchmesser Vorloch im Aluminium-Trägerblech, gemessen im Schnittbereich
\emptyset_0	mm	Außendurchmesser HFE, gemessen im Glattschnittbereich

Abkürzung

Bezeichnung

ANOVA	Analysis of Variance – Varianzanalyse
AW	Ausfallwahrscheinlichkeit
BZSP	Bezogener Schneidspalt
HFE	Hilfsfügeelement
HSN	Halbhohlstanznieten

IMP	Intermetallische Phasen
IQR	Interquartilsabstand
KTL	Kathodische Tauchlackierung
MW	Mittelwert
OnU	Oben nach unten (Ausdrückrichtung)
PVC	Polyvinylchlorid
REM	Rasterelektronenmikroskop
TE	Thermoelement
UnO	Unten nach oben (Ausdrückrichtung)
VUCA	Volatility (Volatilität) – Uncertainty (Un- sicherheit)– Complexity (Komplexität) – Am- biguity (Mehrdeutigkeit)
Wkzg	Werkzeug

1 Einleitung

Die bedeutendste Schlüsselindustrie Deutschlands [1], der Kraftfahrzeugbau, ist mit Rahmenbedingungen der globalisierten Moderne konfrontiert, welche unter dem Akronym der „VUCA“-Welt zusammengefasst werden können. Unter diesem Begriff werden die steigende Volatilität, Unsicherheit, Komplexität und Mehrdeutigkeit des Weltgeschehens adressiert [2]. Als Schlüsselqualifikation zum Erhalt und Ausbau der Leistungsfähigkeit des Produktionsnetzwerkes ist vor dem Hintergrund dieser VUCA-Herausforderungen die Flexibilität sowohl in der Produktion als auch im Produkt zu manifestieren. Für die Produktionslinien der Automobilindustrie bedeutet dies, die Varianten-, Nachfolge- und Mengenflexibilität in ausreichendem Maß zu gewährleisten [3].

Marktgetriebene Veränderungen im Karosseriebau werden maßgeblich durch Nachhaltigkeit-Trends, höhere Sicherheitsanforderungen sowie durch den Bedarf der Integrationsfähigkeit verschiedener Antriebsarten in einer Karosseriestruktur bestimmt. Eine Schlüsselrolle bei der Lösung dieser Herausforderungen nimmt in der Karosserieentwicklung der Leichtbau [4] und dabei insbesondere der Multimaterialbau ein [5], bei dem artungleiche Materialien verbaut werden [6]. Dabei gilt die Beherrschung der Füge-technologie als besonders herausfordernd, da mit dieser Technologie der Zusammenhalt von Einzelbauteilen artungleicher Werkstoffe geschaffen wird. Die wesentlichen Qualitätsmerkmale der Serienanwendbarkeit einer Füge-technologie sind, die Maßhaltigkeit und die Festigkeitswerte in den geforderten Toleranzen mit einer hohen Prozessfähigkeit bei gleichzeitiger Sicherstellung der Korrosionsbeständigkeit zu erfüllen. Zusätzlich ist das Fügeverfahren unter Serienbedingungen wirtschaftlich und prozesssicher darzustellen. Diesbezüglich gilt das Widerstandspunktschweißen als das überragende Fügeverfahren, da hohe Festigkeiten mit geringen Auswirkungen auf die Fügepartner kostengünstig aufgrund der kurzen Prozesszeit erzielbar sind [7]. Hinsichtlich des Fügens von artfremden Werkstoffpaarungen des Multimaterialbaus stößt das Widerstandspunktschweißen in der Großserienfertigung jedoch an die Verfahrensgrenzen. Infolgedessen werden Multimaterialpaarungen mit mechanischen Fügeverfahren wie dem Halbhohlstanzen (HSN) standardmäßig dargestellt. Die Integration der Anlagentechnik für diese mechanischen Fügeverfahren in den Fertigungslinien beschränkt allerdings weitreichend die Flexibilität in der Produktionslinie.

Als Konsequenz daraus ist es erforderlich, Fügeverfahren zu entwickeln, die Multimaterialverbindungen mit der konventionellen Widerstandspunktschweißtechnik realisieren und damit ein Höchstmaß an Produktionsflexibilität gewährleisten. Eine Füge-technologie, welche exakt hier ansetzt, ist das Widerstandselementschweißen. Durch das Einbringen eines Hilfsfügeelementes in ein Trägerblech ist es anschließend möglich, den konventionellen Widerstandspunktschweiß-Prozess auf dem Hilfsfügeelement zum Basisblech anzuwenden. Dies eröffnet die Möglichkeit, den Werkstoff des Trägerblechs gemäß den Anforderungen bei gleichbleibendem Basisblech auszuwählen und trotzdem die Vorteile des konventionellen Widerstandspunktschweißens in der Fertigungslinie auszunutzen. Eine innovative Verfahrensalternative stellt dabei das „Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen (HFE)“ dar. Durch das Einstauchen von schergeschnittenen Hilfsfügeelementen in ein zuvor eingesenktes und gelochtes Trägerblech wird dabei eine Kombination von etablierten Umformprozessen genutzt, die diese Verfahrensalternative als einzigartig unter den Widerstandselementschweiß-Verfahren charakterisiert. Durch den Innovationscharakter dieses Verfahrens ist es notwendig, die grundlegenden Wirkmechanismen in der Fügezone zu analysieren, um eine gezielte Auslegung der Fügestelle durchführen zu können. Ferner ist es für eine robuste Prozessauslegung von essenzieller Bedeutung, die Einflussfaktoren der Einzelfertigungsverfahren dieses Fügeverfahrens auf die Qualität und die erzielbare Festigkeit zu erörtern. Basierend auf einer detaillierten Analyse der umformtechnischen Einzelprozesse sowie auf dem Wissensaufbau zu den Wirkmechanismen des Fügeprozesses ist eine Prozessauslegung für einen prozesssicheren und robusten Fügeprozess unter Großserienbedingungen mit hohen Verbindungsfestigkeiten möglich.

Mit der Erarbeitung dieser Erkenntnisse wird ein Beitrag zu einer höheren Flexibilität in der Produktionslinie geleistet. Denn das Systemverständnis und die Kenntnis über die Wirkzusammenhänge der einzelnen Prozessschritte bilden die Voraussetzungen für eine breite Serienanwendung des neuartigen Fügeverfahrens. Die maßgeschneiderte Auslegung der Verbindungsstelle kann mit dem erarbeiteten Prozesswissen anforderungsgerecht vollzogen werden. Daraus resultierend können flexibel Stahl-Bauteile durch Bauteile aus den etablierten Leichtbauwerkstoffen ersetzt werden, ohne dass eine Strukturanpassung in der Fertigungslinie notwendig ist. Die Anwendung des konventionellen Widerstandspunktschweißens wird somit um die Einsatzmöglichkeit zum Fügen von Aluminium-Stahl-Bauteilpaarungen ergänzt. Die notwendigen Erkenntnisse zur Auslegung dieser Fügestellen werden mit dieser Arbeit geschaffen.

2 Stand der Technik und Forschung

Im Folgenden werden die Herausforderungen und Lösungsansätze, Aluminium- und Stahlblechbauteile thermisch, mechanisch sowie thermisch-mechanisch miteinander zu fügen, dargestellt. Als neuartige Verfahrensguppe wird anschließend das Widerstandselementschweißen detailliert analysiert. Da das in dieser Arbeit analysierte Widerstandselementschweiß-Verfahren auf umformtechnischen Herstellungsprozessen basiert, werden im Anschluss die grundlegenden Prozesscharakteristika zu den entsprechenden umformtechnischen Teilprozessen dargestellt. Abschluss findet dieses Kapitel mit einer zusammenfassenden Bewertung der Erkenntnisse zur Identifizierung des Wissensbedarfs zum Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen.

2.1 Fügen im Multimaterial-Fahrzeugkarosseriebau

Die Fügetechnik stellt, neben der Umformtechnik, eine der Schlüsseltechnologien im Automobilbau dar, die es zur Herstellung qualitativ hochwertiger Multimaterial-Karosserien zu beherrschen gilt. Das Fügen artungleicher Werkstoffgruppen ist dabei besonders komplex, da die metallurgischen und thermophysikalischen Eigenschaften der Fügeworkstoffe grundlegend verschieden sind [8]. Dies beeinflusst die Anwendbarkeit von Fügeverfahren [5], die Prozessführung beim Fügen [9], das Fügeergebnis und die nachfolgenden Fertigungsprozesse, wie bspw. den Lackierprozess [10], in dem automobilen Fertigungsprozessablauf.

Bei Fügeverfahren ist grundsätzlich zwischen der Art des Zusammenhalts zu unterscheiden, wobei zwischen Stoff-, Form- und Kraftschluss differenziert wird [11]. Anhand der Schlussarten ist es möglich, die Wirkprinzipien der Verbindungsstellen zu klassifizieren. Das Wirkprinzip des Formschlusses beruht auf dem Flächenkontakt der gefügten Werkstücke [12]. Über die in Kontakt stehende Fläche, auch Wirkfläche bezeichnet, werden die aufzunehmenden Normal- und Scherkräfte übertragen [12]. Beim Kraftschluss hingegen wird der physikalische Effekt von Reibungskräften [12] genutzt, die aufgrund einer äußerlichen Pressung wirken [13], um einen Zusammenhalt zweier Werkstücke zu gewährleisten. Stoffschlüssige Verbindungen basieren auf Verbindungsstellen, die durch arteigene oder artfremde Fügeworkstoffe realisiert werden und dabei über Kohäsions- bzw. Adhäsionseffekte zusammenhaltend wirken [14].

2.1.1 Wirkmechanismen und Herausforderungen beim thermischen und mechanischen Fügen von Multi-Material-Paarungen aus Aluminiumlegierungen und Stahlwerkstoffen

Beim Fügen von Bauteilen aus Aluminiumlegierungen zu Stahlwerkstoffen sind die Unterschiede in den Kennwerten durch die Fügeverfahren prozesssicher [15] zu beherrschen [16]. Grundlegend ist beim Fügen artungleicher Metalle die Tendenz zur galvanischen Korrosion durch den Kontakt artungleicher Metalle zu berücksichtigen [17]. Der Unterschied des Standardpotentials in der elektrochemischen Spannungsreihe [18] hat zur Konsequenz, dass Korrosionsprozesse ablaufen werden, sobald diese beiden Metalle in direktem Kontakt stehen und ein elektrolytisches Medium zum Ionentransport vorliegt [17]. Korrosionsschutzmaßnahmen wie die kathodische Tauchlackierung (KTL) oder die PVC-Abdichtung sind hierzu als Gegenmaßnahmen in dem Fertigungsprozessablauf etabliert.

Thermisches Fügen artungleicher Materialpaarungen

Zum stoffschlüssigen Fügen von zwei artungleichen Werkstoffen ist es im Allgemeinen notwendig, dass die Löslichkeit der beiden Fügematerialien und die Mischkristallbildung im Schmelzzustand sowie im festen Zustand gegeben sind [19]. Dabei ist die Mischkristallbildung abhängig von der metallurgischen Verträglichkeit [20], die durch übereinstimmende Gittertypen, durch ähnliche Atomradien und einer vergleichbaren Elektronegativität gegeben ist [20]. Liegen hier Unterschiede vor, entstehen beim Kontakt artungleicher Metalle bei hohen Temperaturen [21] intermetallische Phasen (IMP) [8]. Da das Zweistoffsystem aus Aluminium und Eisen gemäß dem Phasendiagramm [22] im festen Zustand eine vollkommene Unlöslichkeit ineinander aufweist [23], bilden sich intermetallische Phasen der Form Fe_xAl_y [19]. Diese zeichnen sich durch eine geringe Verformungsfähigkeit aus [24], bzw. sind sehr spröde [25] und weisen hohe Härten auf [26]. ATABAKI ET AL. fassen die mechanisch-technologischen Eigenschaften der fünf möglichen intermetallischen Phasen von Aluminium und Eisen zusammen [27]. Die hohen Temperaturen, die zur Bildung der intermetallischen Phasen führen, sind dabei notwendig, um die Oxidschicht des Aluminiums aufzubrechen [28] und um die Grundwerkstoffe in den schmelzflüssigen Zustand zu führen. Detaillierte Zusammenhänge über die Bildung von intermetallischen Phasen in Mischverbindungen gewährt POHLE in seinen Ausführungen [29].

Mechanisches Fügen bzw. Fügen durch plastisches Umformen

Um Spannungen und Verzug sowie die Bildung der intermetallischen Phasen durch den Temperatureintrag beim thermischen Fügen zu vermeiden [30], werden die mechanischen Fügeverfahren im automobilen Multimaterialbau bevorzugt angewandt [31]. Das mechanische Fügen ist nach MORI ET AL. zur Kategorie des Fügens durch plastische Umformung zu klassifizieren [32]. Neben dem mechanischen Fügen zählt das metallurgische Fügen als weitere Verfahrensgruppe zum Fügen durch plastische Umformung [33]. Zu unterscheiden sind diese beiden Verfahrensgruppen nach dem auftretenden Wirkmechanismus, durch den die Fügepartner als Verbund gehalten werden. Beim metallurgischen Verbinden durch plastische Umformung führen große Umformgrade zum Aufbrechen der Oxidschichten und die hohen Drücke zum Verbinden der blanken Metalloberflächen [34]. Der Verbindungsmechanismus ist dabei auf Adhäsionseffekte zurückzuführen [35], die physikalischer Natur in Form von elektrostatischer Interaktion (Van der Waals Kräfte) [36] oder chemischer Natur u. a. in Form von Metallbindungen basierend auf der Interaktion der positiven Atome und der negativen Elektronenwolke [37] sind. Hingegen werden beim mechanischen Verbinden die Wirkmechanismen des Form- und Kraftschlusses ausgenutzt [36], um Kräfte in der Verbindungsstelle zu übertragen. Hierbei wirken die Hinterschneidung der beiden Fügepartner in Normalenrichtung und die Reibkräfte in Tangentialrichtung kraftübertragend.

Die signifikantesten Anforderungen beim Fügen durch plastische Deformation sind ein hohes Maß an Duktilität der Fügeworkstoffe [32] und die Möglichkeiten, die plastische Deformation gezielt zu steuern [33]. Beim Fügen artungleicher Werkstoffe durch plastische Deformation rückt dadurch der Unterschied des Fließverhaltens beider Werkstoffe in den Vordergrund [36]. Aus der Anforderung der hohen Duktilität kann die Prozessgrenze dieser Fügeverfahren abgeleitet werden. Denn beim Fügen von hoch- und höchstfesten Stählen ist die Formänderungsfähigkeit der limitierende Faktor [38]. Daraus ist ferner auf die Unterteilung der mechanischen Fügeverfahren in Verfahren mit und ohne Hilfsfügeelement zu schließen [39]. Bei Blechwerkstoffen mit geringster Umformbarkeit werden Hilfsfügeteile eingesetzt, welche das mangelnde Formänderungsvermögen des Blechbauteils kompensieren. Ist die Duktilität zu gering, kann es zu Ausdünnungen [32], Rissen, die zu Korrosionseffekten führen können [32], und zu hohen notwendigen Prozesskräften beim Fügen [9] kommen.

2.1.2 Thermische Fügeverfahren ohne Hilfsfügeelement zum Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen

Eine Zusammenfassung möglicher Fügeverfahren zum Verschweißen von Aluminium- und Stahlbauteilen geben ACHAR ET AL. zu den Jahren 1960 bis 1980 [40]. Aktuelle Verfahrensübersichten sind den Veröffentlichungen von ATABAKI ET AL. [27] aus dem Jahr 2014, POURANVARI aus 2017 [28], sowie GULLINO ET AL. aus 2019 [41] zu entnehmen. Ausgewählte Verfahren dieser Verfahrensgruppe werden im Folgenden hinsichtlich ihrer Wirkmechanismen und dem Umgang mit den in 2.1.1 dargestellten Herausforderungen analysiert sowie kategorisiert.

Gemeinsam ist den thermischen Verbindungsverfahren, dass eine Interaktionsschicht der beiden Basismaterialien zur Herstellung der Verbindung notwendig ist. Die Ausbildung und die Eigenschaften dieser Zwischenschicht sind gezielt über die Prozessführung zu steuern. Um die Bildung der intermetallischen Phasen dabei zu beeinflussen, gilt es den Diffusionsprozess dieser zu kontrollieren [42]. Folglich ist es entscheidend, den Temperatureintrag während der Prozesszeit des Fügeverfahrens zur Bildung der intermetallischen Phasen zu steuern [43]. Diese beiden Faktoren treten nur kombiniert als Temperaturzyklus des Verfahrens auf [44]. Demgegenüber steht die Anforderung nach einer minimalen intermetallischen Zwischenschichtdicke. Nach ACHAR ET AL. ist eine intermetallische Phasenschichtdicke von kleiner als 10 μm für eine solide Verbindung zu erzielen [40]. Dieser Grenzwert wird in einigen aktuellen Untersuchungen aufgegriffen und weiter verwendet, wie bspw. von SCHMID ET AL. [45], FRANK [46], oder POURANVARI [28]. WAN UND HUANG fassen die kritischen Schichtdicken bezüglich einiger Materialpaarungen zusammen, wobei Werte zwischen 1 μm und 10 μm auftreten [47]. Den gleichen Dickenbereich nennt auch POURANVARI [28]. Bei einem Anstieg der intermetallischen Phasenschichtdicke ist mit geringer Festigkeit und einem früheren Eintreten von sprödem Versagen zu rechnen. Ebenso weisen SRAVANTHI ET AL. nach, dass mit einer größeren Schichtdicke der intermetallischen Phasen auch ein intensiverer Korrosionsangriff stattfindet [48]. Untersuchungen zu den Auswirkungen der verschiedenen intermetallischen Phasen auf die Verbindungsfestigkeit von artungleichen Fügestellen zeigten, zusammengefasst von WAN UND HUANG, dass eine differenzierte Analyse der Eigenschaften der intermetallischen Phasen notwendig ist [47]. Daraus sind auch die unterschiedlichen Angaben zu den Grenzschichtdicken zu vermuten. Allgemein wird davon ausgegangen, dass die aluminiumreichen Phasen, wie Fe_2Al_5 und FeAl_3 , zu einer schlechteren Verbindungsfestigkeit führen als die eisenreichen Phasen [47]. Somit ist aus den grundlegenden Effekten des

thermischen Fügens von artungleichen Materialien der folgende Zielkonflikt abzuleiten. Einerseits ist eine definierte intermetallische Schicht zu erzielen, um eine ausreichende Verbindungsfestigkeit zu gewährleisten und andererseits ist die Dicke der Schicht zu limitieren, um der Rissinitiierung und damit dem Versagensbeginn in diesen spröden Schichten entgegenzuwirken. Die existierenden Lösungsansätze dazu sind grundlegend nach den Phasenzuständen der beiden Fügepartner Aluminium und Stahl zu kategorisieren, die während des Fügeprozesses eingenommen werden. Dabei ist zwischen flüssig-flüssig, flüssig-fest und fest-fest zu unterscheiden, wobei erstgenannter für die Aluminiumlegierung gilt.

Phasenzustände Aluminiumlegierung – Stahlwerkstoff: flüssig-flüssig

Beim Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen über den flüssig-flüssig Zustand bilden sich intermetallische Phasen. Dieser Verbindungsmechanismus wird bevorzugt beim Bolzenschweißen [49] oder auch dem Aufschweißen von Muttern auf Aluminiumbauteile genutzt [50]. Um das Anlegieren des Aluminiums an die Kupferelektrode zu vermeiden und die Temperaturverteilung während des Schweißens in den zu fügenden Blechen zu beeinflussen, können Deckplatten mit hohem elektrischen Widerstand und geringer Wärmeleitfähigkeit eingesetzt werden [51], die nach dem Fügeprozess nicht am Bauteil verbleiben [28]. Es resultiert daraus eine größere Verbindungsfläche, die mit einem größeren tragenden Querschnitt gleichzusetzen ist [28]. Nach SCHNEIDER UND RADZILOWSKI können dabei auch Elektronen- und Laserstrahlquellen eingesetzt werden [52]. Als ein vergleichbarer Ansatz zur Reduktion der Anlegierungseffekte ist das Widerstandspunktschweißen mit Prozessbändern [24] einzuordnen, bei dem die Deckplatte in Form eines Blechbandes über die Stirnfläche der Schweißelektrode abgerollt wird [19].

Phasenzustände Aluminiumlegierung – Stahlwerkstoff: flüssig-fest

Der Ansatz, die gezielte Temperaturführung konsequent weiterzuverfolgen, mündet in den Verfahrensansätzen, bei denen ausschließlich das Aluminiumwerkstück aufgeschmolzen wird. Der Stahlkörper hingegen verharrt im festen Phasenzustand. Gemäß den Untersuchungen von BOUCHE ET AL. ist aber auch beim Vorliegen dieser beiden Phasenzustände, also schmelzflüssigem Aluminium und festem Stahl, eine Interaktion beider zu beobachten [53], die begleitet ist von der Bildung von FeAl_3 und Fe_2Al_5 Phasen [21]. Bereits in ACHAR ET AL. sind Ergebnisse vorliegend, die darauf hindeuten, dass die intermetallischen Phasen auch bei den Zuständen flüssig-

fest entstehen [40]. Bei diesen Verfahren gilt es, die Oxidschicht des Aluminiums aufzubrechen, was durch den Einsatz von Flussmitteln oder beim Schutzgasschweißen durch den Strahl durchgeführt werden kann [46]. Bei der Energieeinbringung zum Aufschmelzen des Aluminiums sind wiederum die gängigen Fügeverfahren, wie das Laserlöten [54], Laserschweißlöten [55], Metallschutzgaslöten [56] anwendbar. Auch aus Untersuchungen zum letztgenannten Fügeprozess sind die Thesen zur Bildung der intermetallischen Phasen bei fest-flüssig Zuständen zu belegen [57]. Aus der Gruppe des Fügens durch Löten sind Untersuchungen von POTTHAST ET AL. zum sogenannten Metallinertgas-Fügen mit Vorloch explizit zu erwähnen [58]. Dabei wird ein im Stahlblech vorkonditioniertes Loch mit einem Lötstoff auf Aluminiumbasis aufgefüllt, der einen Stoffschluss mit dem kontaktierten Aluminiumblech und einen Formschluss mit dem Stahlblech bewirkt [58].

Phasenzustände Aluminiumlegierung – Stahlwerkstoff: fest-fest

Fügeverfahren, bei denen die Schmelztemperaturen beider Werkstoffe nicht überschritten werden [16], nutzen pastöse Phasenzustände der zu fügenden Werkstoffe aus. Diese werden unter anderem durch ein hohes Maß an Umformung erreicht, wodurch die Werkstoffe plastifiziert werden. Allerdings ist dies auch stets mit einem Anstieg der Temperatur verbunden, sodass auch diese Verfahren in das Unterkapitel der thermischen Fügeverfahren eingeordnet werden. Als die gängigen „Solid-State“ Fügeverfahren sind das Fügen durch Kaltpressen, das Walzplattieren, das Sprengplattieren, das Diffusionsschweißen, das Ultraschallschweißen und das Reibschweißen anzuführen. Beim Kaltpressschweißen ist durch ein Mindestmaß an Umformung das Aufbrechen der Oxidschicht zu erzielen [40], in Folge dessen blanke metallische Oberflächen nach den Wirkmechanismen der Adhäsionseffekte [34] in Verbindung treten können und aneinander haften. Für einen detaillierten Überblick zu den Bindemechanismen sei an dieser Stelle auf HAATS verwiesen [35].

2.1.3 Thermische Fügeverfahren mit Hilfsfügeelement zum Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen

Die zweite wesentliche Klassifikation der Fügeverfahren zum Verbinden von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen differenziert zwischen Verfahren mit und ohne Hilfsfügeelement. KOTSCHOTE bezeichnet die erstgenannte Verfahrensgruppe als zweischrittige Fügeverfahren, da in einem ersten Prozess das Hilfsfügeelement zu applizieren ist [59]. Hintergrund

der Verwendung von Hilfsfügeelementen beim Fügen artungleicher Materialpaarungen ist die Möglichkeit, die Bildung von intermetallischen Phasen gänzlich zu vermeiden. Die Fügeverfahren mit Hilfsfügeelementen können ferner nach KOTSCHOTE gemäß der Geometrie in die Untergruppen formlose, scheibenförmige und formgebundene Hilfsfügeelemente unterteilt werden [59].

Thermische Fügeverfahren mit formlosen Hilfsfügeelementen

Formlose Hilfsfügeelemente führen zu einer veränderten Zusammensetzung der Interaktionsschicht [59]. In Form von Lötdepots, Legierungselementen [40] oder Beschichtungen werden dabei die Phasenbildung und die Eigenschaften der intermetallischen Phasen [16] beeinflusst. Silizium [28] und Chrom [40] als Legierungselemente reduzieren die intermetallische Phasenbildung ebenso wie Zinkbeschichtungen [28]. Beim Vorliegen von Nickelbeschichtung konnte zudem beobachtet werden, dass dies beim thermischen Fügen zur Vermeidung von intermetallischen Verbindungen führte [60]. Einen Überblick zu weiteren Untersuchungsergebnissen bei der Anwendung von Lötdepots gewährt KOTSCHOTE [59].

Thermische Fügeverfahren mit scheibenförmigen Hilfsfügeelementen

Scheibenförmige Hilfsfügeelemente in Form von dünnen Folien als Zwischenschicht werden ebenfalls als Lötmaterial genutzt [28]. Durch die Verwendung dieser Folien sind trotzdem intermetallische Phasen in den Verbindungszonen zu erwarten. Allerdings führen die Zusatzelemente zu anderen Zusammensetzungen der intermetallischen Phasen, wodurch geringere Härten möglich sind [61]. Eingesetzt werden Titan-Folien als Diffusionsbarrieren [62] oder auch Nickelfolien, wodurch zusätzliche intermetallische Phasen mit Nickel-Atomen entstehen [63]. Die metallischen Zwischenschichten können dabei durch Kaltwalzen aufgebracht werden [27]. CHOI ET AL. bringen hingegen die Hilfsfügeelemente in Form von dünnen Folien (0,7 mm) mittels Widerstandspunktlöten auf [64]. Ebenso werden bimetallische Zwischenschichten hergestellt, die zwischen dem Aluminium-Stahl-Verbund eingebracht werden und durch Schweißwärme mit den Basisblechen verbunden werden [16]. Neben dem Walzplattieren der Zwischenfolien auf das Basisblech ist ferner eine Verfahrensalternative nach LU ET AL. [65] bekannt. In dieser wird die Aluminium-Zwischenfolie durch Ultraschallschweißen auf das Stahl-Basisblech unter der Bildung von intermetallischen Phasen aufgebracht [65].

Thermische Fügeverfahren mit formgebundenen Hilfsfügeelementen in Kombination mit Strahl- und Reibschweißverfahren

Hilfsfügeelemente, die vor dem Verbinden mit dem Basisblech die finale bzw. nahezu finale Form besitzen, werden nach KOTSCHOTE in die Kategorie der formgebundenen Hilfsfügeelemente eingeordnet [59]. Diese Verfahren dienen dazu, ein Stahl-Hilfsfügeelement in dem Aluminiumblech einzubringen, um anschließend auf selbigen einen Schweißprozess durchzuführen. Darüber wird schließlich der Verbund zwischen Hilfsfügeelement und dem Aluminiumblech hergestellt. In dieser Arbeit wird im Folgenden zwischen zwei Verfahrensgruppen unterschieden. Fügeverfahren mit formgebundenen Hilfsfügeelementen, die das Widerstandspunktschweißen als Schweißverfahren nutzen, werden in Abschnitt 2.2 unter dem Begriff des Widerstandselementschweißens systematisiert. Verfahren mit anderen Schweißverfahren werden hier eingeordnet.

Aus der Verfahrensgruppe des Reibschweißens sind Verfahrensalternativen unter der Bezeichnung Reibelementschweißen bekannt [66], in welchen rotierende Elemente in das Aluminiumblech eingebracht werden. Bei diesen Verfahren wird das Aluminium durch die Prozesskraft und die Reibungswärme plastifiziert, bis das Element das Stahl-Basisblech kontaktiert [66] und über eine Art Reibpressschweißung mit dem Basisblech gefügt wird [15]. In [67] werden von MESCHUT ET AL. die erzielbaren Festigkeiten des Reibelementschweißens mit den konventionellen mechanischen Fügeverfahren Halbhohl- und Vollstanznieten verglichen. Aufgrund der Wärmeentwicklung infolge der Reibung ist in der Fügezone mit intermetallischen Phasen zu rechnen, die von LI ET AL. auch nachgewiesen werden konnten [68]. Mittels Laserstrahlschweißen ist von WANG ET AL. eine Elementschweißung bekannt, bei der ein formgebundenes Hilfsfügeelement in ein vorgelochtes Trägerblech aus kohlefaserverstärktem Kunststoff eingesetzt wird [69]. Das Hilfsfügeelement durchsetzt dabei ebenso das ebenfalls gelochte Magnesium-Basisblech und wird am radialen Kontakt zum Magnesium-Basisblech verschweißt [69]. Eine Wärmeeinflusszone sowie eine Diffusionszone konnten dabei in den Kontaktflächen detektiert werden [69]. Von SUZUKI UND RYO wird ein Metallschutzgasschweißprozess mit einem formgebundenen Hilfsfügeelement kombiniert [70]. Das Hilfsfügeelement ist dabei als Hohlkörper gestaltet, wird in das vorgelochte Aluminiumblech eingesetzt, und mittels des Metallschutzgasschweißens und einem Schweißfülldraht vollständig aufgefüllt [70].

2.1.4 Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen durch mechanisches Fügen und plastische Umformung

Zur Vermeidung der Bildung von spröden intermetallischen Phasen durch die Wärmewirkung von thermischen Fügeprozessen werden im automobilen Karosseriebau zum Fügen von Aluminiumlegierungen zu Stahlbauteilen konventionell mechanische Fügetechniken eingesetzt. Diese Verfahren sind zu kategorisieren in Verfahren ohne und mit Hilfsfügeelement. Nachfolgend werden die Einflussgrößen auf den Materialfluss und Möglichkeiten zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit der Fügeverfahren angedeutet, welche eine Ähnlichkeit zu einem Prozessschritt des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen aufweisen.

In die Verfahrensgruppe ohne Hilfsfügeelemente sind auch die Fügeverfahren der Verfahrensgruppe Fügen durch Umformen einzuordnen. Zu den gängigen Fügeverfahren im Automobilbau ohne Hilfsfügeelemente zählen das Clinchen [71], das Falzen [72], das Bördeln sowie das Laschenbiegen [73].

Zum Erhalt einer geforderten Verbindungsfestigkeit ist beim Fügen ohne Hilfsfügeelemente der Stofffluss während des Fügeprozesses zu kontrollieren. Dadurch wird die Ausbildung des Form- und Kraftschlusses gesteuert. Möglichkeiten zur Stoffflusssteuerung sind durch die Anpassung der Werkzeuggeometrie, wie bspw. beim Clinchen [74], Ausnutzung mehrgliedriger Werkzeugbewegungen, Einstellung von Prozessparametern und die Anwendung von Schmierstoffsystemen gegeben. Beim Clinchen ist es zudem möglich, den Materialfluss durch die Vorlochgeometrie des Basisblechs zu beeinflussen [75]. Somit sind auch Geometriegrößen an den Fügepartnern adäquate Möglichkeiten zur Materialflusssteuerung. Kombinationen mit thermischen Präparationsprozessen erweitern Verfahrensgrenzen, durch die eine Erhöhung der Duktilität der Fügeworkstoffe erzielt wird [76]. Zusätzlich können Prozessmaßnahmen wie eine Vorbehandlung der Oberfläche und das Erreichen des Mindestumformgrades von 65 % eingeleitet werden [77], um zusätzliche Stoffschlüsse in Form von Kaltverschweißungen als Wirkmechanismus in der Trennfuge zu generieren, wie es bspw. von RIEDEL in seinen Untersuchungen zum Durchsetzfügen demonstriert wird [77]. Stauchvorgänge werden zur Herstellung eines Formschlusses beim Fügen durch Blechmassivumformung ausgenutzt [78], wobei Zylinder analog zum Bördeln, aber auch eckige Geometrien [79] angestaucht werden können. Lokalere Umformvorgänge werden von USUI ET AL. zum Fügen einer Lochscheibe auf eine Welle genutzt, bei dem durch eine abge-

winkelte Hohl-Stempelgeometrie eine Einprägung in die Lochscheibe eingebracht wird [80]. Durch die Einprägung wird ein radialer Materialfluss induziert, der Ringnuten in der Welle mit dem Lochscheibenmaterial füllt und der damit zu einer Hinterschneidung führt [80].

Thermische Prozessschritte, kombiniert mit Massivumformvorgängen, können Form- und Kraftschlüsse um stoffschlüssige Wirkmechanismen erweitern. Den Zielkonflikt zwischen Mindest- und Maximalschichtdicke von intermetallischen Phasen gilt es dabei wieder zu lösen. Beim Fügen durch Eindrücken werden bspw. zylinderförmige Elemente in aufgeheizte Scheiben eingedrückt, die anschließend unter einer Kühlbeaufschlagung geschrumpft werden [81]. MATSUMOTO ET AL. führen die Verbindungsfestigkeit auf die Wirkmechanismen, die beim Kaltpressschweißen auftreten, und auf die Verspannung aufgrund der Schrumpfung zurück [81]. Unter dem Begriff des Verbundschmiedens werden Hybridbauteile mit einem Aluminiumkern und einer Stahlmantelung hergestellt [82]. Dabei werden die Werkstücke aufgeheizt und anschließend gestaucht, wobei durch die hohen Prozesstemperaturen intermetallische Phasen analog zu den thermischen Fügeverfahren in Abschnitt 2.1.2 zu erwarten sind [83]. Die gleichen Wirkmechanismen werden auch bei der Verfahrensalternative von WESLING ET AL. genutzt, um einen Aluminiumkern in einen Stahl-Hohlzylinder bei Prozesstemperaturen von bis zu 500 °C einzuformen [84]. YAMAGISHI ET AL. bezeichnen dieses Verfahren als Schmiede-Schweißen und nennen als die beiden Haupt-Wirkmechanismen das Diffusionsschweißen und die plastische Deformation [85].

Beim mechanischen Fügen mit Hilfsfügeelementen sind das Halbhohlstanznieten, das Vollstanznieten, das fließlochformende Schrauben und das Hochgeschwindigkeitsbolzensetzen zum Fügen artungleicher Werkstoffe etablierte Fügeverfahren im automobilen Multimaterialbau. Neben der Beeinflussung des Stoffflusses durch die Werkzeuggeometrie gelingt dies bei den Verfahren mit Hilfsfügeelementen zusätzlich über die Geometrie des Hilfsfügeelementes.

2.2 Technologie des Widerstandselementschweißens

Aus der Kombination des Widerstandspunktschweißens mit dem Einsetzen eines Hilfsfügeelementes ist die Verfahrensgruppe des Widerstandselementschweißens entstanden. Zurückzuführen ist diese Verfahrenskombination auf die Patentschrift aus dem Jahr 1959 von WERNER UND SICKINGER, die ein Verfahren mit einem sogenannten Schweißstift beschreiben,

der in ein Vorloch eingesetzt wird und auf diesem anschließend punktgeschweißt wird [86]. Im Folgenden werden die derzeit bekannten wissenschaftlichen Erkenntnisse zu dieser Verfahrensgruppe und die dazugehörigen Verfahrensalternativen systematisiert dargestellt. Einzug erhalten dabei nur die Fügeverfahren, die gemäß der Verfahrensbezeichnung auch ein Widerstandspunktschweiß-Verfahren als thermischen Fügeprozess beinhalten.

2.2.1 Verfahrensvarianten des Widerstandselementschweißens

Flachkopfelemente als Hilfsfügelemente

Die Verfahrensgruppe mit der größten Anzahl an Veröffentlichungen stellt das Widerstandselementschweißen mit T-förmigen, aufliegenden Hilfsfügeelementen dar. Dabei wird das Hilfsfügeelement in ein vorgelochtes Aluminium-Trägerblech so eingesetzt, dass es das darunter liegende Stahl-Basisblech kontaktiert [87]. Der nachfolgende Widerstandspunktschweiß-Prozess führt zum Verschweißen des Elements mit dem Basisblech und der Ausbildung einer Schweißlinse. Während des Schweißprozesses sowie während der Abkühlphase wird das Element zusätzlich axial mit Druck beaufschlagt, sodass eine geringfügige Dickenreduktion erzielt wird [67]. Vergleichbar ist dieses Verfahren mit dem „Schweißnieten“, welches von REINHARDT hinsichtlich der Geometriegestaltung, Schweißparameter und Temperaturbelastung analysiert wird [88].

Von MESCHUT ET AL. werden die Verbindungsfestigkeiten unter Scherzug- und Kopfzugbelastung sowie in Kombination mit Klebstoffapplikation an Proben aus der 2 mm dicken Aluminiumlegierung EN AW – 6016 – T6 und dem 1,5 mm dicken Stahlwerkstoff 22MnB5 ermittelt [67]. Die erzielten Festigkeiten werden mit dem Reibelementschweißen, Halbhohlstanznieten, Vollstanznieten, Clinchen und Hochgeschwindigkeitsbolzensetzen verglichen [67]. Vergleichbare Verbindungsfestigkeitsstudien sind ferner in den Untersuchungen von MESCHUT ET AL. in [89] zu finden. Zudem werden die erzielbaren Festigkeiten mit dem Vollstanznieten von MESCHUT ET AL. in [90] verglichen. Von LING ET AL. wird zum identischen Widerstandselementschweiß-Prozess die Verbindungsfestigkeit unter Scherzugbelastung der Materialpaarung Al 6061 – T6 (2 mm) mit dem 1,8 mm dicken Stahlwerkstoff aus 22MnMoB analysiert [91]. Mit Schweißparametern von 6 kA bis 10 kA und einer Elektrodenkraft von 3,6 kN für 300 ms konnte darüber hinaus die Bildung von intermetallischen Phasen in der Kontaktzone zwischen Element und Aluminium detektiert werden [91]. In einer weiteren

Veröffentlichung werden analoge Untersuchungen zu der Materialpaarung EN AW – 6061 – T6 (2 mm) und DP780 (1,4 mm) vorgestellt, wobei auch hierbei wieder intermetallische Phasen detektiert werden können [92]. Die Anwendung des Widerstandselementschweißens mit Flachkopfelement bei temperaturempfindlichem „Litecore Sandwich-Material“ wird von HOLTSCHE UND JÜTTNER untersucht [93]. Hervorzuheben ist dabei der Einsatz des selbststanzenden Flachkopfelements, wodurch der Positionierungsprozess kombiniert ist mit dem Einstanzprozess [93]. Weitere Schweißparameteranalysen auf Flachkopfelementen in Verbindung mit Hybridmaterialien werden von SCHMAL UND MESCHUT aufbereitet [94].

Eine systematische Weiterentwicklung des Flachkopfelements hin zu einem einstufigen Fügeprozess, also ohne Vorlochen, unter Anpassung der Elementgeometrie und in Kombination mit einer Wärmeeinprägphase führt WIESE durch [95]. Die erzielbaren Festigkeiten unter Scherzug- und Kopfzugbelastung werden anhand der Materialpaarung Aluminiumwerkstoff EN AW – 6016 – T4 (1,2 mm) und dem Stahlwerkstoff 22MnB5+AS150 (1,2 mm) analysiert [95]. GÜNTER UND MESCHUT optimieren zu dieser Verfahrensalternative numerisch die Elementgeometrie, analysieren die Anwendbarkeit des Widerstandspunktschweißprozesses und führen Scherzug-Festigkeitsanalysen an der gleichen Materialpaarung durch, wobei der Stahlwerkstoff eine Dicke von 1,5 mm aufweist [96]. MANLADAN ET AL. untersuchen die Anwendbarkeit des Widerstandselementschweißens mit Flachkopfelement ohne Angabe zum Vorlochen beim Fügen der Magnesiumlegierung AZ31 (1,5 mm) zu austenitischem X2CrNiMo18 – 14 – 3 Edelstahl (0,7 mm) [97]. Dabei werden die entstehende Mikro- und Makrostruktur analysiert sowie die erzielbaren Scherzugfestigkeiten bestimmt [97].

HARTWIG-BIGLAU erarbeitet ein Widerstandselementschweiß-Verfahren, bei dem das Hilfsfügeelement ohne Vorloch eingebracht wird und dabei kein abzuführender Butzen entsteht [98]. Für die Materialpaarung Aluminium EN AW – 6016 und dem Stahlwerkstoff 22MnB5+AS werden die Scherzug- und Kopfzugfestigkeit, das Korrosionsverhalten der Fügestelle sowie der Einfluss der Prozessparameter auf die Verbindungsbildung analysiert [98].

Senkkopfelemente als Hilfsfügeelemente

MEYER entwickelt das Flachkopfelement weiter zu einer selbststanzenden Senkkopfgeometrie für planare Fügeanwendungen und verfolgt dabei die Zielwertoptimierung aus einer Minimierung der Fügekraft und der auftre-

tenden Deformation bei gleichzeitiger Maximierung der erzielbaren Festigkeit unter Kopfzugbelastung [99]. Es kommen als Aluminiumlegierung der Werkstoff EN AW – 6016 – T4 mit einer Blechdicke von 1,2 mm, als Stahlpartner die Werkstoffe HX340LAD+Z und 22MnB5 mit 1,5 mm Blechdicke zum Einsatz [99]. Eine vergleichbare Elementgeometrie ist von POTTHAST ET AL. unter der Bezeichnung „SWOPtec“ bekannt [58]. Auch hier wird das Hilfsfügeelement mit Senkkopf selbststanzend in das Aluminiumbauteil eingebracht. Die erzielbaren Scherzugfestigkeiten werden mithilfe der Aluminiumlegierung EN AW – 6063 – T5 (3,0 mm) und dem Stahlwerkstoff 22MnB5+AS (1,3 mm) ermittelt und mit den Verbindungsfestigkeiten des Halbhohlstanznietens, des Vollstanznietens und der fließlochformenden Schrauben verglichen [58].

Halbhohlstanzniet als Hilfsfügeelement

Ebenfalls ist folgende Verfahrensalternative als Widerstandselementschweiß-Verfahren zu kategorisieren. KOTSCHOTE ET AL. stellen ein Fügeverfahren vor, bei dem ein Halbhohlstanzniet in ein Aluminiumblech eingestanzt wird, ohne dass ein zweiter Fügepartner vorhanden ist [100]. Nach diesem Setzprozess folgt der Widerstandspunktschweiß-Prozess, durch den das Stahlfügeblech mit dem Halbhohlstanzniet kopfseitig verschweißt wird [100]. Da das Stanzelement in dieser Anwendung in der Trennfuge und somit nicht von außen zugänglich liegt, ist die Korrosionsgefahr reduziert [100]. Die ermittelte Scherzugfestigkeit der Materialpaarung Aluminiumlegierung EN AW – 6016 – T4 (2,0 mm) und Stahlwerkstoff 22MnB5 (1,5 mm) wird mit erzielbaren Festigkeiten beim Halbhohlstanznieten verglichen, und der Einfluss des Schweißprozesses auf das Gefüge wird mittels Vickers-Härtemessung analysiert [100]. In einer weiteren Untersuchung mit gleicher Materialpaarung stellt KOTSCHOTE fest, dass der Widerstandspunktschweiß-Prozess die Verbindungsfestigkeit unter Kopfzugbelastung reduziert, verglichen mit der Festigkeit zum Herauslösen des Stanzelementes vor dem Schweißprozess in Kopfzugrichtung [59]. KOTSCHOTE führt dies auf die entfestigende Wirkung der „Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge“ im Aluminium durch die Wärmewirkung des Schweißprozesses zurück [59]. Des Weiteren detektiert er vereinzelt intermetallische Phasen in der Kontaktzone zwischen Stanzniet und Aluminium mittels REM- und TEM-Analysen [59]. Den Widerstandspunktschweiß-Prozess kombinieren LOU ET AL. ebenfalls mit einem Halbhohlstanzniet-Prozess, wobei in dieser Anwendung die beiden Fügepartner erst mit dem Halbhohlstanzniet gefügt werden und anschließend durch die Strombeaufschlagung des Niets ein Stoffschluss in der Kontaktzone Niet-Aluminiumwerkstoff erzeugt wird [101]. Auch hierbei werden bei der Materialpaarung EN AW – 6061 – T6

(3 mm) und DP590 (1,2 mm) intermetallische Phasen in der Kontaktzone detektiert [101]. Dieses Verfahren ist auch unter der Bezeichnung Niet-schweißen (Engl.: „Rivet-Welding“) in [102] zu finden, wobei das Autorenteam dazu das US-Patent von HOU ET AL. referenziert [103].

Prägeelement als Hilfsfügeelement

Beim Prägeelementschweißen, einer Verfahrensvariante von MESCHUT UND PIETSCH, wird anstelle eines Halbhohlstanznietes ein zylinderförmiges Hilfsfügeelement in das Aluminiumblech ohne Vorloch eingeprägt, wobei das Aluminiumblech nicht durchtrennt wird [104]. Anschließend wird das Prägeelement kopfseitig mit dem Stahl-Basisblech über einen Widerstandspunktschweißprozess verschweißt [104]. Durch den kopfseitigen Schweißbuckel, der beim Einprägen des Elementes ausgeformt wird, und einer qualifizierten Wärmeeinbringung entsteht die stoffschlüssige Verbindung zwischen Hilfsfügeelement und Stahl-Basisblech [104]. PIETSCH analysiert dieses Verfahren, basierend auf der Materialpaarung EN AW-6016 (1,15 mm Blechdicke) und 22MnB5+AS150 (1,7 mm und 1,8 mm), wobei als Prägeelemente Clinchniete aus dem Stahlwerkstoff 19MnB4 sowie als Verfahrensweiterentwicklung wärmebehandelte „w-förmige“ Niete aus 23MnB4 zum Einsatz kommen [105]. Zusätzlich werden Festigkeitsanalysen mittels Scher- und Kopfzugversuchen, Korrosionsuntersuchungen sowie eine Analyse der Auswirkungen von Temperaturlasten durchgeführt [105]. Aus einer Störgrößenanalyse des Schweißprozesses geht dabei ein erhöhtes Risiko zur Porenbildung, zur Schweißspritzerbildung und zum Aufschmelzen des Aluminiums hervor [105].

Zylinderförmiges Hilfsfügeelement

Im Vergleich zum Widerstandspunktschweißen auf einem Halbhohlstanzniet von KOTSCHOTE ET AL. [100] ist eine ähnliche Verfahrensalternative von QIU ET AL. anzuführen [106]. Bei diesem Verfahren wird ein zylinderförmiges Stahleinsatzelement in ein vorgelochtes Aluminiumblech eingesetzt, mit dem Stahl-Fügepartner kontaktiert und mittels Widerstandspunktschweiß-Prozess gefügt [106]. Die wirkende Schlussart zwischen Hilfsfügeelement und Aluminiumblech ist dabei aber vornehmlich über den sich ausbildenden Stoffschluss an der Zylindermantelfläche des Elements zum Aluminium-Vorloch gegeben [106]. Ein bewusst herbeigeführter Formschluss wird an dieser Stelle nicht genutzt. Folglich bilden sich auch entlang der Zylindermantelfläche intermetallische Phasen aus [106].

2.2.2 Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügelementen

Im Fokus dieser Abhandlung steht eine Verfahrensalternative des Widerstandselementschweißens, welche sich in der Einbringung des Vorloches im Aluminiumblech und der Verbindungsherstellung zwischen Hilfsfügeelement und Aluminium-Trägerblech von den bekannten Widerstandselementschweiß-Verfahren grundlegend unterscheidet. Die Verfahrensprinzipien sind dabei auf KIRSCHNER ET AL. zurückzuführen [107]. In Abbildung 1 ist der Verfahrensablauf einschließlich der Halbzeugeherstellprozesse dargestellt.

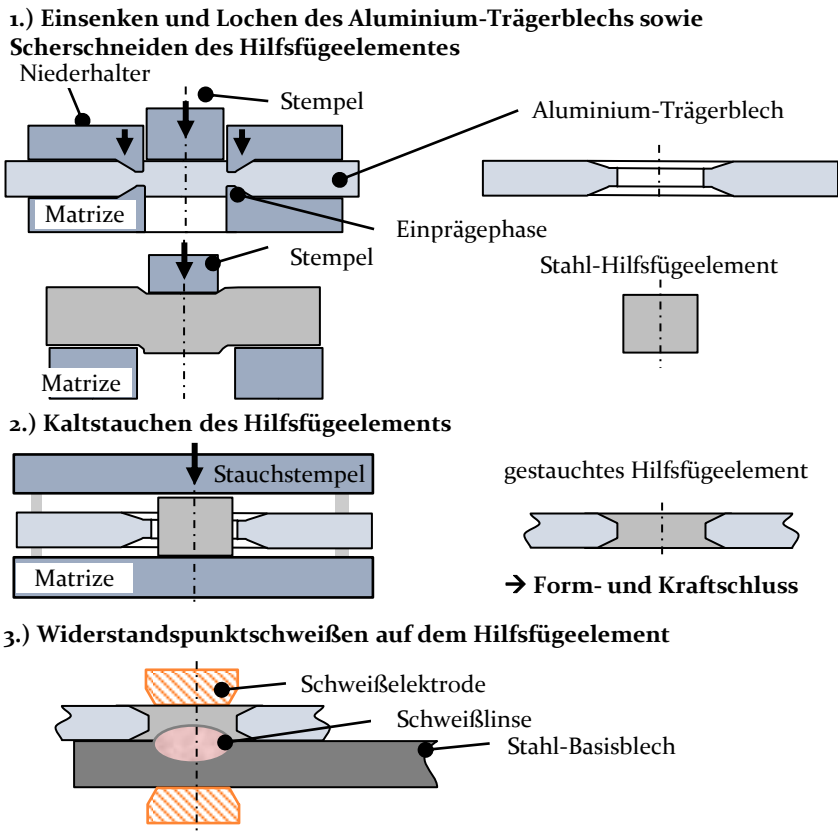


Abbildung 1: Prozessablaufscha des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügelementen

Das Vorloch im Aluminium-Trägerblech wird durch einen Scherschneidprozess kombiniert mit einer beidseitig umlaufend eingepägten Phase ein-

gebracht. Die Prägegeometrie ist dazu sowohl auf dem voreilenden Niederhalter als auch auf der Matrize integriert. In dieses Vorloch mit Prägerand wird ein durch Scherschneiden hergestelltes zylinderförmiges Stahl-Hilfsfügeelement positioniert. Anschließend wird das Element durch einen Stauchprozess in das Vorloch eingeformt. Die Hilfsfügeelemente werden nahezu auf Trägerblechdicke gestaucht, sodass eine bündige Verbindungsstelle gebildet wird. Dadurch, dass die geometrischen Mittelebenen des Hilfsfügeelementes und des Aluminium-Trägerblechs beim Positionieren auf eine Ebene gebracht werden, bildet sich ein beidseitig wirkender Formschluss aus. Durch Umformungen am Aluminium-Trägerblech wird zudem ein wirkender Kraftschluss erzeugt. Abschließend wird das eingeformte Hilfsfügeelement stoffschlüssig mit dem Stahl-Basisblech über einen Widerstandspunktschweiß-Prozess gefügt.

2.2.3 Gegenüberstellung der Widerstandselementschweiß-Verfahrensansätze

Zu klassifizieren sind die Verfahren des Widerstandselementschweißens nach dem Prozess zur Vorkonfektionierung des Aluminium-Trägerblechs, nach dem Prozess des Einbringens des Hilfsfügeelementes, nach der dabei ausgenutzten Umformung am Element und nach der Wirkung des Formschlusses bzw. ob eine andere Schlussart in der Verbindungsstelle zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech wirkt. Im Folgenden werden hierzu die aufgeführten Verfahren hinsichtlich dieser Kriterien gegenübergestellt.

Vorkonfektionierung

Aus der Systematisierung ist abzuleiten, dass beim Widerstandselementschweißen drei verschiedene Ausprägungen der Vorkonfektionierung des Aluminium-Trägerblechs angewendet werden. Die Varianten mit dem geringsten Aufwand zur Vorkonfektionierung sind die selbststanzenden bzw. formenden Verfahren. Dabei kommen Flachkopf-, Senkkopf- und Prägeelemente sowie Halbhohlstanzniete zum Einsatz. In der zweiten Variante werden Löcher in den Aluminium-Trägerblechen benötigt. Dadurch können die Anforderungen an die Hilfsfügeelemente hinsichtlich Schneidfestigkeit und Materialflusssteuerung reduziert werden. Der prozessuale Aufwand steigt hingegen aufgrund der Vorlochoperation. Beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen wird der Vorlochprozess erweitert um einen simultan ablaufenden Einsenkprozess. Die Verbindungseigenschaften können dadurch beeinflusst werden, bei nur geringfügig höherem Prozessaufwand.

Fügeprozess Hilfsfügeelement zu Trägerblech

Aus der Systematisierung der Vorkonfektionierung sind die Fügeprozesse zum Einbringen der Hilfsfügeelemente abzuleiten. Bei Verfahren mit einem Vorlochprozess reduziert sich der Fügeprozess auf eine Positionierung und ein Einsetzen des Elementes. Verfahren mit selbststanzenden bzw. formenden Elementen sind in einen Positionierprozess und einen anschließenden Stanz- bzw. Prägeprozess zu gliedern. Hingegen wird das Hilfsfügeelement beim zu analysierenden Verfahren positioniert und anschließend durch einen Stauchprozess in das Vorloch eingeformt.

Gezielte Umformung am Hilfsfügeelement

Aus dieser Besonderheit ist auch die Einzigartigkeit des zu analysierenden Verfahrens in der Verfahrensgruppe des Widerstandselementschweißens hervorzuheben. Durch den Stauchprozess beim Einformen des Hilfsfügeelementes ist eine gezielte Umformung des Hilfsfügeelementes zu erreichen, wodurch die Verbindungseigenschaften beeinflusst werden können. Beim Prägeelementschweißen treten durch das Einprägen des Elementes in das Aluminium als Nebeneffekt geringe Umformgrade am Element auf. Geringfügige Umformungen sind auch beim Widerstandselementschweißen mit Halbhohlstanznieten aufzufinden. Die Verformungen treten dabei aber nur in einem begrenzten Maß auf, sodass die Form des Elementes bzw. des Nietes endkonturnah bleibt.

Wirkende Schlussarten

Der Stauchprozess zur Einformung des Hilfsfügeelementes führt zu einem Formschluss, der in beide Belastungsrichtungen in Normalenrichtung des Trägerblechs wirkt. Nur das Widerstandselementschweißen mit dem Halbhohlstanzniet sowie das Prägeelementschweißen weisen eine vergleichbare Wirkung auf, die darauf zurückzuführen ist, dass der Niet das Trägerblech nicht komplett durchdringt. Bei allen Verfahren wirkt neben dem Formschluss ein Kraftschluss in der Fügestelle unter der Bedingung, dass bei den Verfahren mit Vorloch die Vorlöcher in Relation zum eingesetzten Hilfsfügeelement entsprechend toleriert sind. Darüber hinaus wirken beim Widerstandselementschweißen mit Halbhohlstanzniet und bei einer Flachkopfelementverbindung intermetallische Phasen als Stoffschluss in den Kontaktzonen zwischen Element und Trägerblech. Diese Verbindungswirkung ist gemäß 2.1.1 nicht nur förderlich für die Verbindungsfestigkeit einzuordnen. Davon auszunehmen ist die Verfahrensalternative mit zylinderförmigen Hilfsfügeelementen ohne Formschlussanteil, die ausschließlich

über intermetallische Phasen zwischen Element und Trägerblech die Verbindung garantiert. In der nachstehenden Tabelle 1 sind die behandelten Verfahren nach diesen Kriterien zusammenfassend klassifiziert.

Tabelle 1: Gegenüberstellung der Widerstandselementschweiß-Verfahren

Verfahrensbezeichnung	Quellen	Vorkonfektionierung Alu	Fügeprozess HFE	Gezielte Umformung am HFE	Wirkung Formschluss HFE	Weitere wirkende Schlussart
Gestauchtes HFE	[107]	Vorlochen und Einsenken	Kaltstauen	Ja	Beidseitig	Kraftschluss
Zylinderförmiges HFE ohne Formschluss	[106]	Vorlochen	Einsetzen	Nein	Keine	IMP
Flachkopfelement mit Vorloch	[91,97,67,89,90,87,88]	Vorlochen	Einsetzen	Nein	Einseitig	Kraftschluss
Flachkopfelement selbststanzend	[98,93,95]	-	Einstanzen	Nein	Einseitig	Kraftschluss und IMP
Senkkopfelement selbststanzend	[99,58]	-	Einstanzen	Nein	Einseitig	Kraftschluss
HSN mit anschließendem Schweißen	[102,59,100,101]	-	Einstanzen	Tlw., aber endkonturnah	Tlw. beidseitig	Kraftschluss und IMP
Prägeelement ohne Vorloch	[104, 105]	-	Einprägen	Tlw., aber endkonturnah	Tlw. beidseitig	Kraftschluss

2.3 Charakteristika der umformtechnischen Prozesse des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen

Im Folgenden werden die relevanten Prozesscharakteristika der Umformprozesse beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen behandelt. Grundlegend führen die Umformprozesse nicht

nur zu einer veränderten Geometrie, sondern auch zu einer Veränderung der mechanisch-technologischen Eigenschaften der Werkstücke [108]. Dabei stehen neben den ablaufenden Prozessmechanismen die Möglichkeiten zur Materialflusssteuerung im Fokus.

2.3.1 Prozesscharakteristika des Scherschneidens

Beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen wird der Prozess des Scherschneidens in zwei Prozessabschnitten angewendet. Zum einen werden die Hilfsfügeelemente durch Ausschneiden hergestellt, einzuordnen als das einhubige Scherschneiden mit geschlossener Schnittlinie, bei dem der Ausschnitt weiterverwendet wird. Zum anderen werden die Vorlöcher im Aluminium-Trägerblech gelocht, wobei beim Lochen durch das einhubige Scherschneiden eine Innenform am Werkstück hergestellt wird. Durch das Vorbeibewegen des Schneidstempels an der Schneidmatrize wird das Werkstück erst elastisch, dann plastisch verformt, bis es zur Rissinitiierung und final zur Trennung des Werkstoffs kommt [109]. Der entsprechende Kraft-Zeit-Verlauf ist exemplarisch in [110] dargestellt. Die dabei entstehende Schnittfläche ist nach VDI 2906 durch die Kenngrößen Kanteneinzug, Glattschnittbereich, Bruchbereich und Schnittgrat charakterisiert [111]. Aufgrund des plastischen Umformanteils ist das Scherschneiden von einer Kaltverfestigung des Werkstücks im schnittnahen Bereich begleitet [112]. Zur Beeinflussung der Ausbildung der Schnittflächenkenngrößen am Schnittteil sind vornehmlich die folgenden Kenngrößen anzupassen:

- **Schneidspalt**, als der Abstand zwischen eingetauchtem Schneidstempel und Schneidmatrize [111]. Eine Zusammenfassung aktueller Untersuchungsergebnisse zum Einfluss des Schneidspaltes auf die Schnittflächenkenngrößen gewährt PANICO [110].
- **Geometrische Form der Schneidkanten** [113], wobei vornehmlich der Schneidkantenradius zu berücksichtigen ist [114] bzw. die Anphasung der Schneidkante [115].
- **Blechwerkstoff**, wobei der Glattschnittanteil und Bruchflächenanteil über die Werkstoffeigenschaften Zugfestigkeit und Bruchdehnung beeinflusst werden [114].

Eine weitere Möglichkeit die Schnittflächen, insbesondere die Ausbildung des Schnittgrates zu beeinflussen, stellen FEISTLE ET AL. VOR [116]. Durch eine eingeprägte Nut in einem vorgelagerten Prozess ist es möglich, die Gratbildung am Schnittteil zu vermeiden [116]. Diese Methode greift SACHNIK in seinen Untersuchungen auf und bezeichnet diese Verfahrenskombination

als Präge-Scherschneiden [117]. SACHNIK erforscht zu dieser Methode das Prozessfenster für jeweils einen repräsentativen Werkstoff aus der Werkstoffgruppe Tiefziehstahl, Edelstahl, Aluminium- und Kupferlegierung [117]. Die Ursachen für das Ausbleiben der Gratbildung sind nach SACHNIK in der Kaltverfestigung und dem durch die eingebrachte Kerbe ausgeschöpften Formänderungsvermögen zu finden [117].

Davon zu unterscheiden ist die Anwendung von KRINNINGER ET AL., die den Einprägeprozess der Nut auf der Oberseite des Werkstücks einsetzen [118]. Das Werkstück wird nach dem Einprägeprozess der Nut schergeschnitten, wobei die Trennfuge mittig in der Nut positioniert wird [118]. Als Folge werden die Schneidkräfte reduziert, die Schnittgratbildung jedoch nicht beeinflusst [118].

2.3.2 Prozesscharakteristika des Einsenkens

Im Folgenden gilt es, den Prozess zur Einbringung der abgesenkten Phase vor dem Scherschneidprozess im Aluminium-Trägerblech zu kategorisieren. Hierzu kommen die Verfahrensvarianten Einprägen, Massivprägen und Einsenken infrage. Gemäß DIN 8583-5 zählt das Einprägen als Verfahren zum Einbringen von geringen, oberflächennahen Eindrücken in Form von Ziffern und Zeichen, zur Untergruppe Eindrücken der Druckumformverfahren [119]. TSCHÄTSCH führt eine weitere Verfahrensgruppe namens „Massivprägen“ auf, mithilfe dieser gezielt die geometrische Beschaffenheit der Oberfläche durch geringen Werkstofffluss beeinflusst werden kann [120]. Laut Norm zutreffender ist das Einsenken, das definiert ist als das „*Eindrücken eines Formwerkzeuges [...] in ein Werkstück zum Erzeugen einer genauen Innenform [...]*“ [119]. Gemäß dieser Definition wird im Rahmen dieser Arbeit der Prozessschritt des Einbringens der beidseitigen Phase am Vorloch des Aluminium-Trägerblechs als Einsenken klassifiziert. Zu berücksichtigen ist ebenso die Prozessklasse der Blechmassivumformung zur Kategorisierung des Einsenkprozesses im Aluminiumträgerblech. Entsprechend der Definition von Blechmassivumformverfahren nach MERKLEIN ET AL. [121] sind beim lokalen Einsenken der Phasengeometrie in die Trägerbleche (Blech als Halbzeug) ein dreidimensionaler Spannungszustand, eine lokale Blechdickenänderung, lokal unterschiedliche Prozesskräfte und die Anwendung eines Massivumformverfahrens (vgl. Stauchen) in der Prozesscharakteristik vorzufinden. Somit können auch die Erkenntnisse zu dieser Verfahrensgruppe zur Prozessauslegung herangezogen werden.

Nach HOFFMANN ET AL. kann das Kalteinsenken, also Einsenken bei einer Werkstücktemperatur unterhalb der Rekristallisationstemperatur, sowohl mit als auch ohne Werkstückeinspannung durchgeführt werden [122]. Ohne Einspannung entstehen an der Außenform des Werkstücks Verformungen bzw. Ausbauchungen [122]. Als vorteilhaft ist der umgelenkte Faserverlauf bei Massivumformverfahren im Vergleich zu spanenden Verfahren anzuführen [120], was die Belastungsfähigkeit des Werkstücks in der Regel verbessert [123]. Ein weiterer Vorteil ist in der hohen Maßgenauigkeit des Kalteinsenkens zu finden [120].

2.3.3 Prozesscharakteristika des Stauchens

Das Stauchen zählt als Unterverfahren der Freiformverfahren nach DIN 8583-3 zum Druckumformen [124]. Unter dem Begriff „kinematische Gestalterzeugung“ wird die Entstehung der Werkstückform durch die freie bzw. festgelegte Relativbewegung zwischen Werkzeug (Wkzg) und Werkstück kategorisiert [124]. Das Werkstück wird beim Stauchvorgang in der Höhe reduziert und in der Breite bzw. im Durchmesser vergrößert [109]. Durch die wirkenden Reibungsverhältnisse in der Wirkfuge zwischen Stauchstempel und Werkstück tritt ein Ausbauchen mehr oder minder stark am Werkstück auf [121]. Die wirkende Normalspannung steigt infolgedessen zum Zentrum des Werkstücks hin an [121]. Ein Ansatz, die erforderlichen Stauchkräfte zu reduzieren, geht aus den Analysen von MICHALSKI ET AL. hervor, indem das Werkstück mit hochfrequenten Oszillationen beaufschlagt wird [125]. Ferner ist es möglich, den Stauchprozess auf mehrere Stauchstufen aufzuteilen sowie Formstempel zur Reduktion der Kontaktflächen zu verwenden [109].

Zur Charakterisierung dient der maximale Umformgrad, der die Hauptformänderung beim Stauchen nach der Formel (1) beschreibt:

$$\varphi_h = \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right) \quad (1)$$

mit h_1 als Höhe der gestauchten Probe und h_0 der Ausgangshöhe des Werkstücks. Der maximal erzielbare Umformgrad ist durch das werkstoffspezifische Formänderungsvermögen begrenzt [109], das bei Überschreitung zur Rissbildung [126] führt. Das Versagen durch Rissbildung kann durch höhere Prozesstemperaturen [109], Aufteilung in mehrere Stauchstufen [121] einschließlich Zwischenglühen [109] umgangen werden. Das Formänderungsvermögen kann durch die Wirkung eines hydrostatischen Drucks auf das Werkstück [127] vergrößert werden.

Analog zur Prozessklassifizierung des Einsenkprozesses beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen ist auch der angewendete Stauchprozess beim Widerstandselementschweißen als Blechmassivumformverfahren einzuordnen. Denn auch hier sind die Kriterien der Blechmassivumformung nach MERKLEIN ET AL. [121] zutreffend. Auf diese Quelle [121] sei an dieser Stelle hinsichtlich einer Zusammenfassung von Stauchverfahren bei der Anwendung an Blechhalbzeugen verwiesen. Besonders hervorzuheben ist der Hinweis auf die hohen erforderlichen Umformkräfte, die notwendig sind, Blechhalbzeuge mit geringer Ausgangsdicke zu stauchen [121], woraus besondere Anforderungen an die Werkzeuge der Blechmassivumformung entstehen [128].

Zur gezielten Beeinflussung des Materialflusses in der Blechmassivumformung, was relevant ist für eine maßgenaue Herstellung von Formelementen, stellen MERKLEIN ET AL. lokal den Reibkoeffizienten an der das Werkstück kontaktierenden Werkzeugoberfläche ein [129]. Dabei können sogar lokal höhere Reibkoeffizienten den geforderten Materialfluss verbessern [130]. Dazu sind in Bereichen mit geringen Reiblasten hohe Reibkoeffizienten zu applizieren, um den aus der Kavität fließenden Materialstrom zu behindern sowie den kavitätfüllenden Materialfluss zu fördern [131]. Eine Analyse der Wirkung von verschiedenen Beschichtungssystemen und Oberflächenbearbeitungsprozessen der Werkzeugoberflächen auf den Materialfluss wird von LÖFFLER ET AL. in [132] vorgestellt. Wie diese Oberflächenmodifikationen die Lebensdauer der Werkzeugkomponenten beeinflussen, wird von PILZ ET AL. analysiert [133]. Einen vergleichbaren Ansatz beschreiben MERKLEIN ET AL. in [134], bei dem die Reibverhältnisse statt am Werkzeug lokal am Werkstück durch Oberflächenmodifikationen derart eingestellt werden, dass der Materialfluss zielführend gesteuert wird. GRÖBEL ET AL. analysieren die Abhängigkeit des Materialflusses von der Geometrie der zu füllenden Kavität und stellen fest, dass eine Werkzeugkontaktierung an den Flanken der Kavität zu einer radialen Materialflussbehinderung (Reibeffekte) führt und infolgedessen eine Steigerung des Materialflusses in Normalenrichtung (Werkzeugbewegungsrichtung) entsteht [135]. Ferner sind zur Materialflusssteuerung lokal induzierte Kaltverfestigungen im Material zu berücksichtigen [134], die den Materialfluss behindern [136] und dadurch auch die aufzubringende Stauchkraft ansteigen lassen [129]. Eine weitere Möglichkeit, den Materialfluss zu beeinflussen, stellen Halbzeuge mit lokal unterschiedlichen Blechdicken [137] sowie mit an die Zielgeometrie adaptierten Halbzeugzuschnitten [134] dar. Die Berücksichtigung von Anisotropieeffekten ist zudem erforderlich, um den Materialfluss gezielt zu lenken [138].

Die bei der Blechmassivumformung eingebrachten Deformationen führen im Regelfall in der Produktnutzung bzw. unter zyklischer Belastung zu duktilen Brüchen, die infolge der Leerstellenbildung, des -wachstums und der -vereinigung bei kaltumgeformten Werkstücken auftreten [139]. Des Weiteren ist ein Anstieg in der Ermüdungsfestigkeit durch die Kaltverfestigung zu erwarten [139]. Die Ermüdungslebensdauer steigt ebenso mit wachsender Kaltverfestigung, sinkt jedoch mit steigendem Duktilbruchversagen [139], sodass hieraus ein Zielkonflikt entsteht, dem über ein Prozessfenster Rechnung getragen werden muss [139]. Die Ermüdungslebensdauer wird ebenso durch im Werkstück verbleibende Zugeigenspannungen aufgrund der dreidimensionalen Spannungs- und Dehnungszustände herabgesetzt, denen bspw. mit einer Bestrahlung mit einem Wasser-Luft-Gemisch zur oberflächennahen Druckspannungserzeugung begegnet werden kann [140].

2.4 Zusammenfassende Bewertung

Das volatile Marktumfeld der Automobilindustrie erfordert den Aufbau von Produktionssystemen mit einem höchstmöglichen Maß an Flexibilität. Das in den letzten Jahren gestiegene Umweltbewusstsein führt zu der Notwendigkeit, die Weiterentwicklung des Leichtbaus im Karosseriebau weiter voranzutreiben. Folglich wird auch weiterhin der Bedarf an Fügeverfahren zum Fügen artungleicher Materialien, in der Automobilindustrie vornehmlich Aluminium und Stahl, steigen. Die Flexibilität im Produktionssystem durch Sonderfügeprozesse für artungleiche Materialpaarungen zu reduzieren, stellt dabei keinen adäquaten Lösungsweg dar.

Die vielfältigen Ansätze und Verfahrensentwicklungen zum Schweißen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen zeigen diesen aktuellen Bedarf an Fügeverfahren für diese Materialpaarung. Dabei gilt grundlegend, dass das unmittelbare thermische Fügen von Aluminium und Stahl zur Bildung von intermetallischen Phasen aufgrund der bedingten Löslichkeit von Aluminium in Eisen führt. Daraus resultiert stets der Zielkonflikt aus der zu gewährleistenden Mindestschichtdicke und der nicht zu überschreitenden Grenzsichtdicke von intermetallischen Phasen. Dies bedeutet einerseits ein Mindestmaß einer kräfteübertragenden Verbindungszone sicherzustellen. Andererseits ist die Wirkung der intermetallischen Phasen als Rissinitiator aufgrund ihrer Sprödigkeit durch eine Begrenzung der Schichtdicke zu limitieren. Infolgedessen ist bei den über diesen Effekt wirkenden Fügeverfahren der Schlüsselfaktor zur Prozesssteuerung und

Erzielung zufriedenstellender Fügeergebnisse die Kontrolle des im Werkstück entstehenden Temperaturzyklus.

Die Bildung von intermetallischen Phasen zu reduzieren bzw. zu vermeiden trotz Anwendung von thermischen Verfahren gelingt mit der Verwendung von Hilfsfügeelementen, die formlos, scheibenförmig oder formgebunden geartet sein können. Formlose und scheibenförmige Hilfsfügeelemente sind in der Regel dennoch von intermetallischen Phasen geprägt. Formgebundene Hilfsfügeelemente werden neben der Verfahrenskombination mit Widerstandspunktschweißen in Kombination mit Reib- bzw. mit Strahlschweißverfahren verwendet. Dabei werden überwiegend T-förmige Elemente in Vorlöcher eingesetzt und mit dem jeweiligen Schweißverfahren zum Basisblech gefügt. Bei den Reibelementschweißverfahren hingegen ist wieder mit intermetallischen Phasen aufgrund der entstehenden Reibwärme zu rechnen. Auch in der Verfahrensgruppe des Widerstandselementschweißens können bei hohen Schweißströmen auf Hilfsfügeelementen mit kleinen geometrischen Abmessungen, wie bspw. Halbhohlstanzniete als Hilfsfügeelemente, und bei zylinderförmigen Hilfsfügeelementen intermetallische Phasen in der Kontaktzone auftreten.

An diese Stelle ist der Verfahrensansatz mit gestauchten Hilfsfügeelementen einzuordnen, der es ermöglicht, auf die konventionelle Widerstandspunktschweiß-Technologie im Karosseriebau trotz einer artungleichen Materialpaarung zurückzugreifen. Zur Vermeidung der spröden intermetallischen Phasen werden die Hilfsfügeelemente eingeformt, auf denen anschließend punktgeschweißt wird. Erkenntnisse, ob bei der standardmäßigen Anwendung des Widerstandspunktschweiß-Prozesses auf dem eingeformten Hilfsfügeelement kritische Prozesstemperaturen erreicht werden, die zur intermetallischen Phasenbildung führen könnten, liegen nicht vor. Auch ist die Temperaturverteilung bzw. -belastung infolge des Schweißprozesses nicht hinreichend untersucht und der Einfluss des Schweißprozesses auf die Verbindungsfestigkeit zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech nicht bekannt. Damit einhergehend sind auch die wirkenden Schlussarten in der Fügezone zu hinterfragen. Aus der Verfahrensgruppe des plastischen Umformens wurde herausgearbeitet, dass neben den Schlussarten des Form- und Kraftschlusses bei hohen Umformgraden auch Stoffschlüsse erzielbar sind. Die Fragestellung, welche Wirkmechanismen in der Kontaktzone des Hilfsfügeelementes zum Trägerblech vorherrschend sind, kann auf Basis der verfügbaren Erkenntnisse zum Fügen von Aluminiumlegierungen mit Stahlwerkstoffen nicht für das zu analysie-

rende Verfahren beantwortet werden. Auch vor dem Hintergrund der hohen Umformgrade in Folge des Stauchprozesses der Hilfsfügeelemente ist zu prüfen, welche Wirkmechanismen in der Kontaktzone entstehen.

Beim Fügen durch plastische Umformung sind besondere Voraussetzungen des Werkstoffes hinsichtlich der Duktilität und des Formänderungsvermögens gegeben. Als Schlüsselfaktor zur Beherrschung des Fügeprozesses gilt es dabei, den Materialfluss bzw. die auftretenden plastischen Umformungen kontrolliert zu steuern. Die verschiedenen Ansätze zur Materialflussteuerung wurden dargestellt. Zusammenfassend gelingt die Materialflussteuerung bei den gängigen Fügeverfahren des Clinchens, Falzens und Laschenbiegens vornehmlich über die Gestaltung der Werkzeuggeometrie und -bewegung. Bei den mechanischen Fügeverfahren mit Hilfsfügeelementen führen die Elementgeometrie und deren plastisches Verhalten zu einer weiteren Möglichkeit, den Fügeprozess zu steuern und die resultierende Verbindungsfestigkeit zu beeinflussen. Dadurch entstehen besondere Anforderungen an die Hilfsfügeelemente, v. a. wenn hoch- und höchstfeste Werkstoffe zu fügen sind. Bei den Verfahrensvarianten des Widerstandselementschweißens mit formgebundenen Hilfsfügeelementen werden T-förmige Hilfselemente eingesetzt, die gemäß der namensgebenden Einteilung nahezu keine Umformung durch den Fügeprozess erleiden. Im Gegensatz dazu ist beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen gerade die Umformung des Hilfsfügeelementes der Prozess, der zur Verbindungsherstellung zwischen Element und Trägerblech führt. In Kombination mit den dargestellten Prozesscharakteristika der umformtechnischen Prozesse des Scherschneidens und des Einsenkens des zu analysierenden Fügeprozesses ergibt sich der Bedarf zum Verständnisaufbau, wie diese Einzelprozesse zusammenwirken und wie der Materialfluss gemäß der Verfahrensgruppe des Fügens mittels plastischer Umformung zur Einstellung der Verbindungsfestigkeit gesteuert werden kann. Welche Wirkung die Elementgeometrie makroskopisch und im Detail die Schnittflächenkenngrößen, die rotationssymmetrische, beidseitig eingesenkte Phase und die Prozessparameter des Stauchprozesses der Hilfsfügeelemente auf den Materialfluss und die daraus resultierende Verbindungsfestigkeit besitzen, sind weitere Fragestellungen, die mit dem vorhandenen Kenntnisstand offenbleiben.

3 Zielsetzung und methodisches Vorgehen

Die Verfahrensgruppe des Widerstandselementschweißens ermöglicht das Fügen von Aluminium-Stahl Baugruppen mithilfe des konventionellen Widerstandspunktschweißens. Als eine neuartige Verfahrensalternative des Widerstandselementschweißens ist das Fügen mithilfe von Stahl-Hilfsfügeelementen, die in ein zuvor eingesenktes und gelochtes Aluminium-Trägerblech kalt eingestaucht werden, anzuführen. Die Kombination der Umformprozesse Scherschneiden, Einsenken und Lochen sowie Kaltstauchen zur Herstellung einer beidseitig wirkenden formschlüssigen und kraftschlüssigen Verbindung gilt als das innovative Differenzierungsmerkmal. Für ein umfassendes Prozessverständnis, als Grundlage zur breiten Anwendung dieses Verfahrens, entsteht der Bedarf an fundierten Erkenntnissen zum Zusammenspiel der grundlegenden Wirkmechanismen der Einzelprozesse sowie deren Wirkungen und Effekte im resultierenden Verbund, woraus die folgende Zielstellung abzuleiten ist.

Das zentrale Ziel ist die ganzheitliche Analyse der grundlegenden umformtechnischen Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit entlang der Prozesskette des Widerstandselementschweißens sowie die Entwicklung eines umfassenden Prozessverständnisses. Dabei steht die Anwendung des Widerstandselementschweißens mit umgeformten Stahl-Hilfsfügeelementen beim Fügen von Aluminium- und Stahl-Blechbauteilen in der Automobilindustrie im Fokus der Analysen.

Die methodische Vorgehensweise ist in zwei Analyseschwerpunkte unterteilt, die in Abbildung 2 im Gesamtzusammenhang dargestellt sind. Es wird eine Methodenkombination sowohl aus experimentellen Methoden als auch aus numerischen Analysen genutzt. Gemäß dem Prozessablauf werden die Einzelprozesse Scherschneiden, Einsenken und Lochen sowie Kaltstauchen hinsichtlich ihrer Wirkung auf die Fügestelle und insbesondere auf die Verbindungsfestigkeit mithilfe von metallographischen Labormethoden analysiert. Die abgeleiteten Erkenntnisse zum Materialfluss bilden das Grundgerüst für den Zusammenhang der einzelnen Wirkmechanismen. Anschließend wird zur ganzheitlichen Prozessdarstellung des Widerstandselementschweißens der thermische Einfluss des Widerstandspunktschweiß-Prozesses auf die Fügestelle mit seriennahen Prozessbedingungen ermittelt. Mit den erarbeiteten Prozessparametern und deren Wirkungen werden widerstandselementgeschweißte Verbindungen hergestellt und das Versagensverhalten unter den herkömmlichen Lastfällen Scherzug, Kopfzug und Schälzug im quasistatischen Belastungsbereich sowie unter

zyklischer Scherzugbelastung studiert. Zusammenfassend resultiert aus dieser Analyse das grundlegende Prozessverständnis zum Füge­system des Widerstandselementschweißens sowie eine Beurteilungsmöglichkeit des Verbundverhaltens unter den gängigen Belastungstypen.

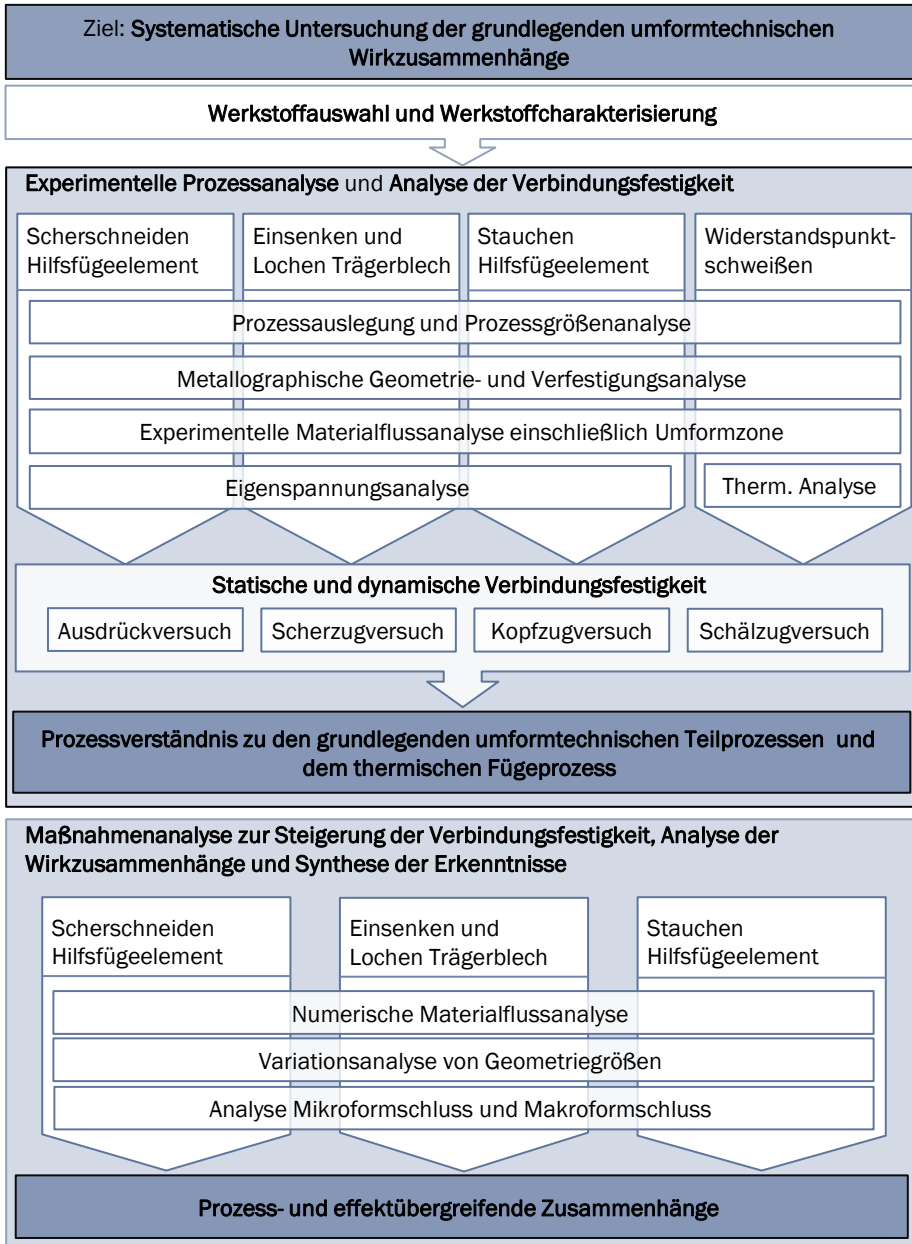


Abbildung 2: Methodische Vorgehensweise in dieser Arbeit

Mit dem zweiten Analyseschwerpunkt gilt es, die Wirkzusammenhänge der umformtechnischen Prozessschritte numerisch zu belegen und die Beeinflussbarkeit der Wirkmechanismen bei veränderten Randbedingungen zu erörtern. Dabei stehen vor allem Maßnahmen, die zu einer Steigerung der Verbindungsfestigkeit herangezogen werden können, im Fokus der Bewertung. Zur Ursachenanalyse der festigkeitssteigernden Maßnahmen werden der Materialfluss und die Analyse der eingebrachten Verfestigung bzw. die Erkenntnisse zu den Umformzonen genutzt. Auf diese Weise werden die im ersten Analyseumfang erarbeiteten Wirkzusammenhänge auf die Verbindungsfestigkeit um die Gültigkeit bei veränderten Parameterkombinationen erweitert. Hinsichtlich der Wirkungsweise der Fügetechnik werden die Wirkung des Mikro- und des Makroformschlusses gegenübergestellt. Zusammenfassend werden die Ergebnisse in den Gesamtkontext eingeordnet.

Auf diese Weise werden die Grundlagen für eine breite Anwendung des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen im automobilen Karosseriebau geschaffen. Die Erkenntnisse zu den Wirkzusammenhängen ergänzen das Prozessverständnis dahingehend, dass im Auslegungsprozess der Verbindungsstelle die idealen Halbzeug- sowie Prozessparameter für eine anforderungsgerechte Auslegung gewählt werden. Eine maßgeschneiderte Fügestelle resultiert und erlaubt die Anwendung des konventionellen Widerstandspunktschweißens in Multimaterialbaugruppen. Dies ermöglicht den Einsatz einer etablierten Fügetechnologie unabhängig von der zu fügenden Materialpaarung, wodurch die Flexibilität der Produktionslinie gemäß den Nachhaltigkeits- und Wandlungsfähigkeitszielen erhöht wird. Somit kann insgesamt ein Beitrag zur ressourcenschonenden Produktion geleistet werden.

4 Versuchsanlagen, Versuchswerkstoffe und Versuchsmethoden

Im Folgenden werden die verwendeten Versuchswerkstoffe charakterisiert, die angewandten Versuchsmethoden vorgestellt und die eingesetzte Anlagentechnik beschrieben.

4.1 Charakterisierung der Versuchswerkstoffe

Um die Wirkzusammenhänge des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen zu analysieren, wurden Hilfsfügeelemente aus dem Tiefziehstahl CR3 mit unterschiedlichen Blechdicken hergestellt. Der Werkstoff CR3 weist eine niedrige Streckgrenze und eine hohe Bruchdehnung auf, wodurch dieser für die Herstellung von besonders umformtechnisch komplexen Bauteilformen geeignet ist [141]. Diese hohe Duktilität ist auch ein wichtiges Kriterium für die Auswahl dieser Stahlsorte als Versuchswerkstoff der Hilfsfügeelemente. Da die Elemente aus den im Karosseriebau konventionell eingesetzten Blechwerkstoffen hergestellt werden, weist der Werkstoff CR3 eine feuerverzinkte Beschichtung mit 50 g/m² Zink je Seite auf.

Die Trägerbleche waren im Rahmen der Untersuchung aus den Aluminiumlegierungen Al6-Out im Anlieferzustand T₄ (AlSi_{0,6}Mg_{0,5}Fe) und Al5-Std (EN AW - 5182 = AlMg_{4,5}Mn_{0,4} [142]). Die Aluminiumlegierung Al6-Out ist eine ausscheidungshärtbare Al-Si-Mg Legierung aus der 6000er-Serie. Da diese Legierung ein gutes Umformvermögen aufweist [143] und keine Fließfiguren bei der Umformung ausbildet [144], wird Al6-Out als Werkstoff für Außenhautbauteile im automobilen Karosseriebau eingesetzt [145]. Der Aluminiumwerkstoff Al5-Std wird hingegen für innen liegende Strukturbauteile verwendet [146], da bei diesem Werkstoff Fließfiguren bei der Umformung auftreten [143]. Dieser Werkstoff ist den naturharten Aluminiumwerkstoffen zuzuordnen und zeichnet sich unter anderem durch hohe Festigkeiten sowie durch gute Kaltumformbarkeit aus [144]. Die Auswahl dieser Legierungen für die Untersuchungen entspricht den konventionell verwendeten Aluminiumgütern im automobilen Karosseriebau. Auf diese Weise ist der Erkenntnisübertrag auf die industrielle Anwendung gewährleistet.

Die wesentlichen Werkstoffkenngrößen der Versuchswerkstoffe wurden im uniaxialen Zugversuch gemäß der DIN EN ISO 6892-1 bestimmt [147]. Die

Kennwerte sind in der folgenden Tabelle 2 zusammengefasst. Die Basiswerkstoffpaarung dieser Arbeit ist in der Tabelle grau hinterlegt.

Tabelle 2: Mechanische Kennwerte der eingesetzten Versuchswerkstoffe ermittelt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1

Kennwert	Blech-nenn-dicke in mm	Charge (Istdi-cke in mm)	$R_{p0,2}$ in MPa 0°/ 45°/ 90°	R_m in MPa	A_g in %	$r_0/ r_{45}/ r_{90}$	n_{ver}
CR3	2,0	-	156/ 163/ 159	289	23,5	1,7/ 1,2/ 2,1	0,22
CR3	2,2	1 (2,13)	176/ 193/ 186	292	22,5	1,7/ 1,2/ 2,1	0,2
CR3	2,2	2 (2,21)	181/ 194/ 193	293	22,2	1,5/ 1,1/ 1,7	0,2
CR3	2,5	-	206/ 221/ 218	331	19,8	1,7/ 1,2/ 1,9	0,19
CR3	3,0	1 (2,85)	183/ 195/ 195	300	21,6	1,3/ 1,2/ 1,6	0,21
Al6-Out	1,0	-	142/ 138/ 136	240	19,8	0,8/ 0,5/ 0,7	0,24
Al5-Std	1,5	-	136/ 134/ 135	277	20,6	0,7/ 0,6/ 0,7	0,32

Das Gefüge der eingesetzten Versuchswerkstoffe im Halbzeugzustand ist in der nachfolgenden Abbildung 3 dargestellt. Dieser initiale Zustand wird im weiteren Verlauf der Arbeit wiederholt herangezogen, um Rückschlüsse auf die Einflüsse der einzelnen Prozesse sowie über den Materialfluss zuzulassen.

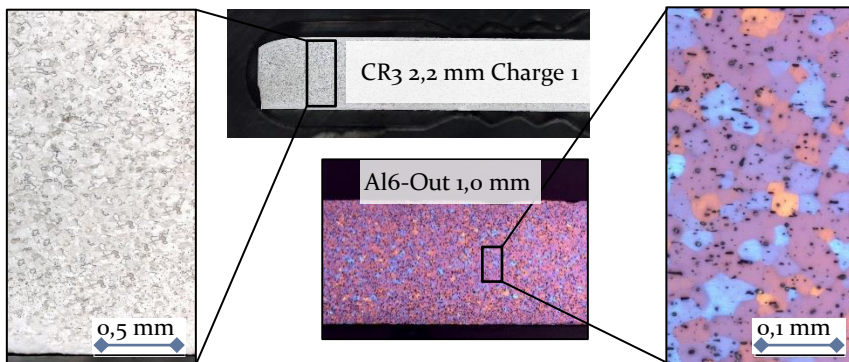


Abbildung 3: Gefüge der Versuchswerkstoffe CR3 2,2 mm (Charge 1) und Al6-Out 1,0 mm

Das Gefüge wurde dabei nach der in Abschnitt 4.3.1 beschriebenen metallographischen Analyse-methode aufgenommen. Zur Hervorhebung der Kristalle im Aluminium wurde das Ätzverfahren nach BARKER angewendet und unter Ausnutzung der Polarisationsmikroskopie abgebildet [148].

Zur Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens wurden die Fließkurven für alle Versuchswerkstoffe im Zugversuch, als Grundlage für die FE-Simulation für ausgewählte Werkstoffe im Bulgeversuche (hydraulischer Tiefungsversuch) gemäß DIN EN ISO 16808 [149] sowie aufgrund des Werkstoffverhaltens beim Stauchen im Schichtstauchversuch in Anlehnung an DIN 50106 [150] bestimmt. Die Fließkurven des überwiegend eingesetzten Versuchswerkstoffes der Hilfsfügeelemente (CR₃ 2,2 mm Charge 1) sowie des Trägerblechwerkstoffes (Al6-Out 1 mm) sind zusammenfassend in Abbildung 4 dargestellt.

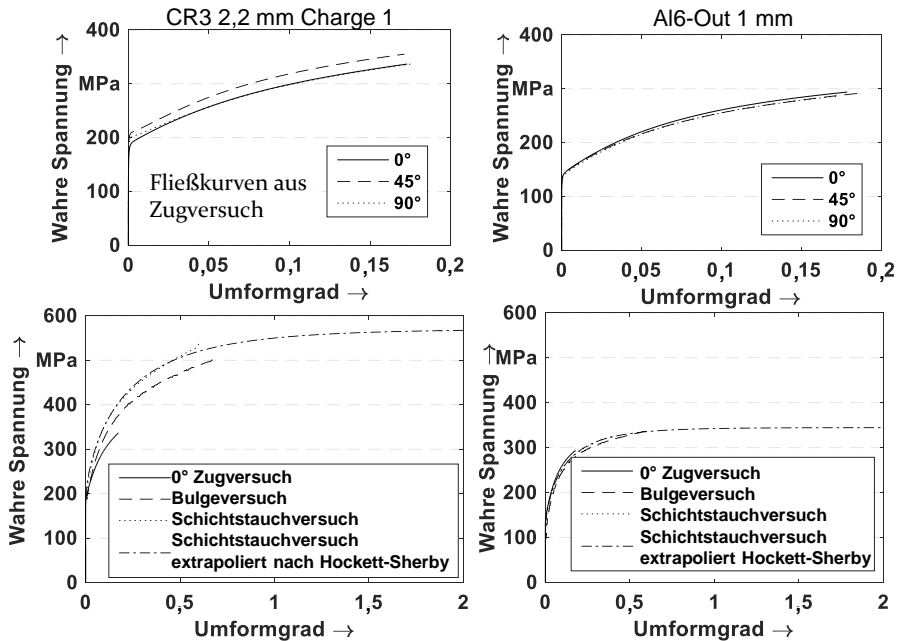


Abbildung 4: Fließkurven CR₃ mit der Blechdicke 2,2 mm (Charge 1) und Al6-Out 1,0 mm

4.2 Anlagentechnik und Umformwerkzeuge

Nachfolgend werden die technischen Anlagen bzw. die Umformwerkzeuge, die zur Herstellung der Proben und zur Durchführung der Festigkeitsermittlungen eingesetzt wurden, vorgestellt.

4.2.1 Pressentechnik zur Analyse der umformtechnischen Prozessschritte

Zur Analyse der umformtechnischen Prozessschritte des Widerstandselementsweißens wurden Umformwerkzeuge konstruiert, die in zwei zur

Verfügung stehenden hydraulischen Versuchspressen betrieben werden konnten. Das Scherschneiden der Hilfsfügeelemente und der Einsenk-Scherschneid-Prozess der Aluminiumträgerbleche wurden dabei in einer C-Ständer-Presse des Herstellers MÜLLER WEINGARTEN AG [151] durchgeführt. Nennpresskräfte von 250 MN sind mit dieser hydraulischen Presse möglich. Aufgrund der hohen lokalen Prozesskräfte des Stauchprozesses wurde dieser Prozessschritt hingegen in einer hydraulischen Rahmenpresse des gleichen Herstellers durchgeführt. Durch den steiferen Aufbau der Rahmenpresse sind beim Stauchen geringere Durchbiegungen der im Kraftfluss liegenden Pressenbestandteile zu erwarten [152]. Mit dieser hydraulischen Rahmenpresse sind ebenso Nennpresskräfte von bis zu 250 MN realisierbar. An beiden Pressen sind berührungslose Wegsensoren der Fa. HBM [153] montiert, worüber der Stößelweg aufgezeichnet wird.

4.2.2 Scherschneidwerkzeug zur Hilfsfügelement-Herstellung

Die Hilfsfügeelemente werden für die Analysen mit einem Scherschneidwerkzeug, dargestellt in Abbildung 5, hergestellt. Zur Herstellung der Hilfsfügeelemente mit unterschiedlichen Schnittflächenkenngrößen wird im Rahmen der Analysen ausschließlich der Schneidspalt variiert, da dieser nach VDI-2906 [111] den dominierenden Einfluss auf die Schnittflächenausprägung besitzt.

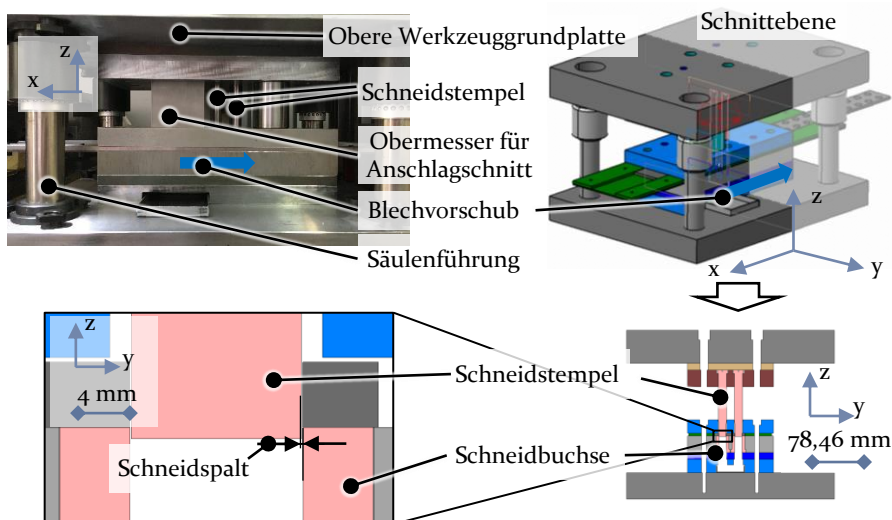


Abbildung 5: Scherschneidwerkzeug zur Herstellung der Hilfsfügeelemente

Der Innendurchmesser der Schneidbuchsen legt beim Ausschneiden den Nenndurchmesser der herzustellenden Hilfsfügeelemente fest, sodass die Schneidspaltvariation durch unterschiedliche Schneidstempeldurchmesser realisiert wird. Damit sind Hilfsfügeelemente gleichen Durchmessers mit unterschiedlichen Schnittflächenausprägungen herstellbar.

Beim Auftreffen des Obermessers auf das Werkstück wird zunächst der „Anschlagschnitt“ durchgeführt, der den exakten Blechvorschub im Werkzeug gewährleistet. Im nächsten Hub wird der Blechstreifen mit den vier Schneidstempeln gelocht bzw. werden vier Hilfsfügeelemente ausgeschnitten. Dabei werden die fünf charakteristischen Phasen des Scherschneidprozesses [109] durchlaufen und die Schnittflächenkenngrößen ausgebildet.

4.2.3 Umformwerkzeug zur Trägerblechherstellung

Das Versuchswerkzeug zum Einsenken und Vorlochen der Aluminium-Trägerbleche wird für den kombinierten umformtechnischen Prozessschritt zur Vorkonfektionierung der Trägerbleche genutzt. Zum einen wird die Phase in das Aluminium-Trägerblech eingesenkt und zum anderen wird das Loch innerhalb der Einsenkphase schergeschnitten. Der Aufbau des Werkzeuges ist in Abbildung 6 dargestellt.

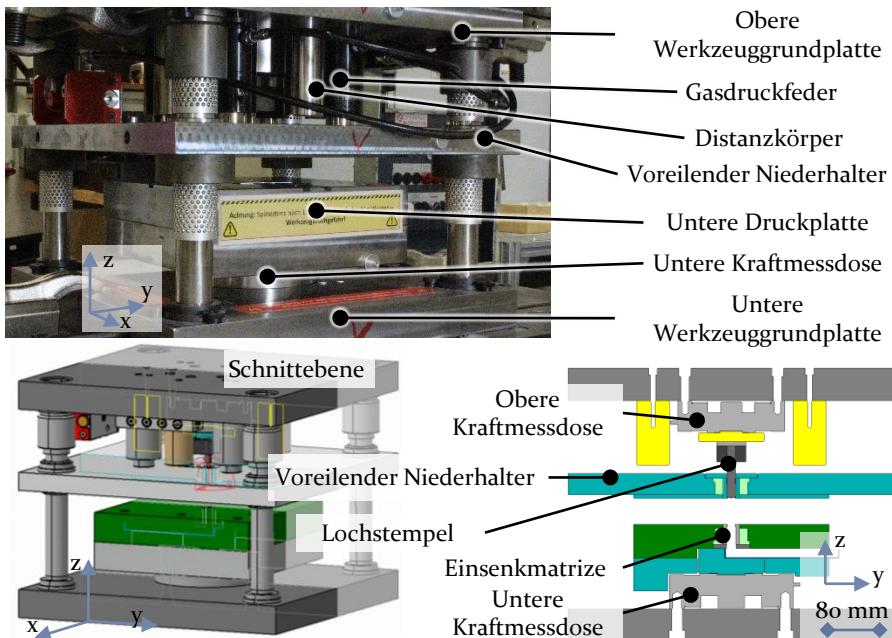


Abbildung 6: Werkzeug zum Einsenken und Lochen des Aluminium-Trägerblechs

Hinsichtlich der Anforderungen der Serienproduktion ist das Werkzeug derart ausgelegt, dass beide Prozessschritte in einem Hub zu realisieren sind. Das Werkzeug ist folglich in drei Werkzeugbereiche untergliedert. Es setzt sich aus dem Werkzeugunterteil, dem voreilenden Niederhalter und dem Werkzeugoberteil zusammen. Das Werkzeugunterteil besteht aus der Werkzeuggrundplatte, den vier Säulenführungen, einer Kraftmessdose, zwei Druckplatten und einer Formmatrize, die als wechselbarer Einsatz gestaltet ist und im Weiteren auch als Einsenkmatrize bezeichnet wird. Eine wichtige Werkzeugkomponente ist der voreilende Niederhalter, der die obere Einsenkvorrichtung aufweist und gegen die Einsenkmatrize wirkt. Gleichzeitig übt diese Werkzeugkomponente nach dem Einsenkvorgang die Niederhaltefunktion während des Lochens aus. Der voreilende Niederhalter ist über vier Gasdruckfedern mit dem Werkzeugoberteil verbunden. Der zentral angeordnete Lochstempel ist über eine Kraftmessdose mit dem Werkzeugoberteil gekoppelt.

Die zwei Gestaltungsmerkmale Niederhalterspalt und Schneidspalt zwischen den Werkzeugkomponenten Einsenkmatrize, Einsenkabstreifer und Lochstempel sind nach den BMW-Prozessvorschriften des Scherschneidens von Aluminiumwerkstoffen dimensioniert. Die Verortung im Werkzeug ist in Abbildung 7 dargestellt.

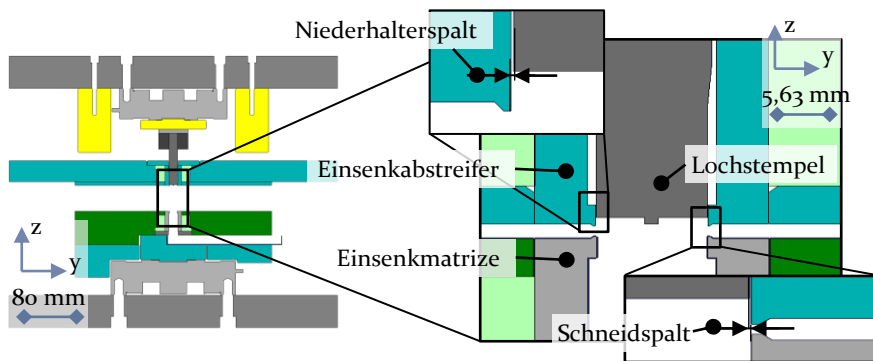


Abbildung 7: Darstellung des Niederhalterspalts und Schneidspalts

Durch den voreilenden Niederhalter wird die Geometrie der beiden Formelemente in das Aluminiumblech eingeformt. Die Geometrien der Formmatrize und des Formniederhalters werden durch Senkerodieren von Standard-Schneidbuchsen hergestellt. Um die filigrane Geometrie vor Verschleiß zu schützen, werden die Buchsen im Anschluss durchgehärtet. Zur Prozesskraftmessung in z-Richtung sind in dem Werkzeug zwei Kraftmessdosen des Typs U5 der Fa. HBM [153] verbaut. Die im Unterteil integrierte

Kraftmessdose kann Prozesskräfte bis 200 kN, die obere Kraftmessdose Kräfte bis 125 kN aufnehmen.

4.2.4 Stauchwerkzeug zum Stauchen des Hilfsfügeelementes

Das Umformwerkzeug für den Stauchprozess wird zur Herstellung der form- und kraftschlüssigen Verbindung zwischen Hilfsfügeelement und Aluminium-Trägerblech ausgelegt. Bei diesem Prozess treten im Rahmen der Untersuchungen Umformkräfte bis maximal 1,6 MN auf. Folglich kommt ein kugelgeführtes 4-Säulengestell zum Einsatz, das in die in Abschnitt 4.2.1 vorgestellte Rahmenpresse eingebaut werden kann. Die Stauchstempel und Stauchambosse sind als Einsätze realisiert und werden vergütet auf eine Härte von 52 HRC. Die Oberfläche, die maßgebend die Umformverhältnisse in der Wirkfuge bestimmt, ist geschliffen und poliert, sodass keine Vorzugsrichtung bzw. Hauptfließrichtung vorgegeben wird. Zur Einstellung der Relativposition des Aluminium-Trägerblechs zu dem ungestauchten Hilfsfügeelement sind vier Stellelemente um den Stauchamboss herum integriert. Diese weisen ein Außengewinde sowie eine federnd gelagerte Kugel auf, welche während des Umformprozesses nach unten verdrängt wird. Das Stauchwerkzeug ist in Abbildung 8 dargestellt.



Abbildung 8: Stauchwerkzeug zum Stauchen der Hilfsfügeelemente in das vorgelochte Trägerblech

Zur Messung der wirkenden Stauchkräfte ist die untere Druckplatte über eine 5 MN Kraftmessdose mit der unteren Werkzeuggrundplatte verbunden. Dabei wird eine Kraftmessdose des Typs C6A der Fa. HBM [153] verwendet, welche auf dem Kraftmessprinzip mit Dehnmessstreifen basiert. Der Stößelweg wird zusätzlich zur presseninternen Wegmessung mittels zweier Wegmesssensoren des Typs WA/10 MM der Fa. HBM [153] in Tasterausführung aufgezeichnet. Diese sind an den Flanken der unteren Werkzeuggrundplatte angebracht.

4.2.5 Anlagentechnik zur Absicherung des Widerstandspunktschweiß-Prozesses

Der Widerstandspunktschweiß-Prozess wurde in einer Karosseriebau-Versuchszelle mit konventionellem Punktschweißequipment durchgeführt. Dabei kam eine pneumatische, wassergekühlte C-Bügel Schweißzange der Fa. NIMAK GMBH [154] inklusive Schweißsteuerung der Fa. ROBERT BOSCH GMBH [155] zum Einsatz. Die Schweißzange ist mobil an einem 7-ACHS-KUKA-INDUSTRIEROBOTER [156] montiert. Die Elektrodenkappen waren, wie im konventionellen Karosseriebau verwendet, Kupferelektroden mit einem Durchmesser von 16 mm und einem Fräsflächendurchmesser von 6 mm. Die Elektrodenkappen wurden zu Beginn jeder Versuchsreihe mit einem Kappenfräser gefräst, sodass gleiche Randbedingungen hinsichtlich der Oberflächengüte und -geometrie vorlagen. Damit konnten ebenso Verunreinigungen durch Schweißspritzer oder Anlegieren vermieden werden [144]. Zur Positionierung der Proben als Überlappproben wurde ein konventioneller Einspannbock verwendet. Zusätzlich wurden die Proben an der gegenüberliegenden Seite zur Reduzierung der Verformung infolge des Widerstandspunktschweiß-Prozesses mit einer Schweiß-Gripzange fixiert.

4.2.6 Anlagentechnik der zerstörenden Lastprüfungen

Die Versuche der Scherfestigkeitsprüfung wurden auf einer Universalprüfmaschine des Typs ZWICK Z100 der Fa. ZWICKROELL GMBH & CO. KG [157] durchgeführt. Die Scherzugproben wurden dabei mit einem hydraulischen Einspannsystem, das einen Ausgleich des koaxialen Versatzes der Proben erlaubt, mit 200 bar Einspanndruck eingespannt. Zur Ermittlung der Kopfzugfestigkeit wurde eine Universalprüfmaschine des Typs INSPEKT 10-1 TABLE der Fa. HEGEWALD & PESCHKE MEß- UND PRÜFTECHNIK GMBH [158] genutzt. Die Probeneinspannung wurde dabei über eine Prüfvorrichtung mit Spannbacken, die mechanisch gespannt werden und hydraulisch selbstverstärkend wirken, realisiert. Eine Universalprüfmaschine des Typs ZWICK Z050 der Fa. ZWICKROELL GMBH & CO. KG [157] mit einer mechanischen Einspannvorrichtung kam bei der Schälzugprüfung zum Einsatz. Die Ausdrückversuche nach DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] wurden ebenfalls in einer Universalprüfmaschine des Typs ZWICK Z100 der Fa. ZWICKROELL GMBH & CO. KG [157] durchgeführt. Alle eingesetzten Prüfmaschinen entsprechen durch die regelmäßig durchgeführten Zertifizierungen den Anforderungen der DIN EN ISO 7500-1 [160].

4.3 Experimentelle Methoden zur Verbundanalyse

Im folgenden Abschnitt werden die durchgeführten experimentellen Methoden zur Entwicklung des grundlegenden Systemverständnisses sowie der Herleitung der Wirkmechanismen vorgestellt.

4.3.1 Methoden zur mikroskopischen und metallographischen Analyse

Optische Messtechnik

Zur zerstörungsfreien Analyse der erzielten Geometrie nach den jeweiligen umformtechnischen Prozessschritten kam ein konfokales Digitalmikroskop der Fa. KEYENCE [161] des Typs 3D-PROFILOMETER VR-3000 mit einer Messgenauigkeit von $\pm 5 \mu\text{m}$ (Breitenmessung) zum Einsatz [162]. Das Messverfahren ist nach SCHUTH UND BUERAKOV als Streifenprojektionsverfahren einzuordnen [163]. Dabei wird ein codiertes Streifenlichtmuster auf das Messobjekt projiziert, dessen Verzerrungen Rückschluss auf die Probengeometrie insbesondere der Höhe gewähren. Zur Messung der geometrischen Abmessungen der charakteristischen Schnittflächenkenngrößen wurde das optische Messverfahren dem taktilen Messverfahren aufgrund der hohen Genauigkeit, der höheren Automatisierbarkeit und kürzeren Messzeit bevorzugt. Aufgrund des Messsystemaufbaus der konfokalen Mikroskopie wurden die Proben der Geometrie entsprechend im Messraum positioniert, sodass nur geringe Abschattungen bzw. Reflexionen im Bildfeld entstehen. Die zu gewinnenden Messwerte wurden sowohl in einem optischen Messbild auf Basis von Kantenerkennung, hervorgehoben durch die Kontrastwerte, ermittelt, als auch in Höhen-Profillinien, die mittels Schnittlinien durch das Messobjekt generiert wurden.

Rasterelektronenmikroskopie zur Topografieanalyse

Zur Analyse der Mikrostruktur der Hilfsfügeelement-Schnittkanten sowie der Einsenk- und Vorloch-Kanten werden Mikroskopaufnahmen mittels einem Rasterelektronenmikroskop (REM) aufgenommen. Es wird dabei ein REM des Typs GEMINISEM 450 der Fa. CARL ZEISS AG [164] verwendet mit einem Auflösungsvermögen von 0,8 nm. Bei einer REM-Analyse wird die Probenoberfläche mit einem Elektronenstrahl abgerastert, der aus einer Elektronenquelle emittiert, durch ein Linsensystem fokussiert und beschleunigt sowie durch eine Ablenkeinheit gesteuert wird [165]. Die rückgestreuten Elektronen als auch die Sekundärelektronen, die infolge von Platzwechselforgängen in den Atomschalen entstehen, werden in einem

Detektor aufgefangen und zur Bilderzeugung genutzt [166]. Es werden sowohl unpräparierte als auch metallographisch präparierte Proben im Rahmen der Arbeit analysiert.

Optische Verformungsanalyse

Zur Ermittlung der lokalen Dehnungen wird die Messrastertechnik [109] auf Basis der Photogrammetrie angewendet [163]. Zum Einsatz kommt dabei das ARGUS-System der Fa. GOM GMBH [167] vom Typ ARGUS 12 M. Die Rohdaten werden mit der Analysesoftware ARGUS V6 DEFORMATION ANALYTICS vom gleichen Hersteller aufbereitet. Bei diesem Messverfahren wird die unverformte Probe mit einem regelmäßigen Punktmuster berastert. Nach dem Umformprozess wird das verformte Punktraster erneut mit einer photogrammetrischen Kamera aus mehreren Aufnahmewinkeln aufgenommen. Mithilfe von codierten Punktmarken ist es anschließend möglich, die 3D-Koordinaten jedes einzelnen Punktes des zuvor aufgebracht Punkterasters über das geometrische Modell der Zentralprojektion [163] zu bestimmen. Aus dem Vergleich des umgeformten Zustandes zum unverformten Zustand ist es möglich, die Hauptformänderung und Nebenformänderung sowie mithilfe der Inkompressibilitätsbedingung die Formänderung in Normalenrichtung zu bestimmen [109]. Die resultierenden Dehnungsergebnisse sind mit einem Rauschen von $\pm 0,5\%$ behaftet. Die Messabweichungen sind auf das optische Messsystem zurückzuführen und sind bei der Interpretation der Ergebnisse zu berücksichtigen. Das gleichmäßige Punktraster wird mit einem KEYENCE 3-AXIS Beschriftungslaser auf die Proben gelasert. Die Laserquelle ist dabei eine Hybridlaserquelle.

Metallographische Analyse

Zur Analyse der umgeformten Probengeometrie, der Deformation des Gefüges nach der Kaltumformung sowie zum Visualisieren der Wärmeeinflusszonen wurden metallographische Schlibfbilder hergestellt. Nach Trennung mithilfe einer Nasstrennmaschine und der Reinigung sowie der Trocknung der geschnittenen Proben wurden die ausgeschnittenen Proben in Kunstharz eingebettet. Dabei wurde sowohl das Verfahren des Warmeinbettens, als auch das Verfahren des Kalteinbettens angewendet. Beim Warmeinbetten wird das Harz bei etwa $130\text{ }^{\circ}\text{C}$ und hohem Druck ausgehärtet [168]. Wohingegen beim Kalteinbetten Gießharz verwendet wird, das mit einer Prozesstemperatur des Aushärtens von bis zu $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ durchgeführt wird [168]. Aufgrund der kürzeren Aushärtezeit des Warmeinbettens wurde diese Einbettmethode im Rahmen dieser Arbeit zur Analyse der umgeformten Probengeometrie verwendet. Zur Analyse der Gefügeveränderungen und Messungen der Mikrohärtigkeit wurde das Kalteinbetten

eingesetzt, wodurch die nachträgliche Beeinflussung der Probenkörper auf ein geringes Maß begrenzt werden konnte. Probekörper für die Mikrohärtmessung wurden zusätzlich planparallel geschliffen. Die zu analysierende Schlißfläche wurde anschließend mit verschiedenen Körnungen geschliffen und mit Diamantsuspensionen poliert. Zur Entwicklung des Gefüges kamen je nach Werkstoff unterschiedliche Ätzlösungen bzw. Ätzverfahren zum Einsatz. Die Sichtbarmachung des Gefüges wurde bei den Stahl-Hilfsfügeelementen mit 3-prozentiger Salpetersäure, bei den Aluminiumträgerblechen mit der elektrolytischen Barkermethode sowie im Verbund mit Natronlauge durchgeführt.

Verfestigungsanalyse durch Kleinlasthärteprüfung

Um Rückschlüsse auf die Kaltverfestigung und die plastische Verformung nach den einzelnen Prozessschritten ableiten zu können, wird im Rahmen dieser Arbeit die Härte, nach DOMKE der Widerstand gegen das Eindringen eines Körpers [168], nach dem statischen Prüfverfahren nach Vickers gemäß DIN EN ISO 6507-1 gemessen [169]. Bei der Vickers-Härteprüfung wird ein diamantförmiger Eindringkörper mit einer definierten Kraft in den Probekörper eingedrückt und die Diagonalen des bleibenden Eindrucks werden mittels Mikroskopie automatisiert vermessen [169]. Der Härtewert nach *HV* berechnet sich dabei über die Formel (2)

$$HV = 0,189 * \frac{F}{d^2} \quad (2)$$

wobei F die Prüfkraft in N und d die mittlere Länge der Diagonale des Eindrucks in mm ist [169]. Für eine flächige Abbildung des Härtegradienten kommt ein Härteprüfgerät der Fa. HELMUT FISCHER GMBH [170] des Typs FISCHERSCOPE HM 2000 zum Einsatz. Die Eindruckkraft wird dabei auf 100 mN und die Einwirkdauer auf 10 s gesetzt. Mit diesen Messeinstellungen sind, basierend auf Voruntersuchungen, geringe materialabhängige Standardabweichungen zwischen 5 HV und 7 HV erreichbar. Ein Mindestabstand der Eindrücke von einer 10-fachen Eindrucksdiagonallänge wird in den Messungen eingehalten, um eine Beeinflussung der Eindrücke untereinander zu vermeiden. Aufgrund der geringen Prüfkraft sind die Prüfungen nach DIN EN ISO 6507-1 als Vickers-Mikrohärteprüfungen einzuordnen [169]. Die Härteprüfungen wurden ausschließlich an planparallelen Querschliffen durchgeführt, die nach dem beschriebenen metallographischen Verfahren hergestellt wurden. Beim Einbetten wird darauf geachtet, dass auf der Unterseite, der späteren Auflagefläche, der Blechwerkstoff freiliegt, um Überlagerungen der Eigenschaften des Einbettmittels bei der Härtemessung zu vermeiden.

Röntgenographische Eigenspannungsanalyse

Im Rahmen der Untersuchungen wird der makroskopische Eigenspannungszustand in gefügten Probenblechen mit der zerstörungsfreien Messmethode der röntgenographischen Eigenspannungsanalyse bestimmt. Dabei kommt ein Röntgendiffraktometer des Typs SEIFERT STRESS ANALYZER XRD 3003 der Fa. XRD EIGENMANN GMBH [171] zum Einsatz. Das Vorgehen bei der Messung ist dabei in Anlehnung an DIN EN 15305 [172] gestaltet. Das Messprinzip beruht auf Interferenzeffekten von monochromatischer Röntgenstrahlung durch Beugung an Gitterebenen [173]. Aus den Interferenzen ist es möglich, auf die Dehnungen im Metallgitter bzw. die Netzebenenabstände nach der BRAGG'schen Beziehung zu schließen [174]. Die Eigenspannung wird anschließend aus den Netzebenenabständen des Metallgitters über die HOOK'sche Elastizitätstheorie berechnet [175]. Als die wesentliche Einschränkung dieses Messverfahrens ist die Bestimmung der Eigenspannungen nur in oberflächennahen Schichten anzuführen [176]. Bei der Ermittlung der Spannungswerte wird das standardmäßige $\sin^2\psi$ -Verfahren angewendet. Als Versuchsergebnis liefert die Diffraktometer Software die detektierte Intensität, gemessen in Counts per second (cps), aufgetragen über den Beugungswinkel (2Θ). Bei allen Messungen werden gemäß SPIEB ET AL. [174] die Lorentzkorrektur, die Korrektur mithilfe des Polarisationsfaktors sowie die Untergrundkorrektur durchgeführt. Als Verfahren zur Ermittlung der Linienpositionen wird die Schwerpunktmethod (engl.: Center of Gravity, kurz COG) mit der „Mean“-Option angewendet. Aus den dadurch ermittelten Linienpositionen können dann abschließend die Eigenspannungen berechnet werden. Zum Nachschlagen der detaillierten Formulierungen dieser Verfahren sei an dieser Stelle auf [174] verwiesen.

Als Röntgenröhre kommen zur Ermittlung der Spannungen in den Stahl-Hilfsfügeelementen eine Cr-Röntgenröhre und beim Aluminium-Trägerblech eine Cu-Röntgenröhre zum Einsatz. Zur Filterung der Röntgenstrahlung wird beim Stahl ein Vanadium $K\beta$ -Filter verwendet, beim Aluminiumwerkstoff ein Nickel $K\beta$ -Filter. Die Strahloptik zur Anpassung der Strahlung an die Messaufgabe setzt sich aus einem Monochromator, einem Kollimator und aus Blenden zusammen. Zur Ausrichtung der Probe und des Röntgenstrahls zueinander wird ein Goniometer eingesetzt. Dadurch ist es möglich, das χ -Verfahren mithilfe der sogenannten Eulerwiege durchzuführen. Die Polwinkel ψ werden dabei in 13 Schritten abgefahren, beginnend von -50° bis $+50^\circ$. Die reflektierte Röntgenstrahlung wird mit einem eindimensionalen Detektor des Typs METEOR 1D detektiert. Die zur Spannungsberechnung benötigten röntgenographischen Elastizitätskonstanten

sind aus dem Tabellenwerk in [177] entnommen. Es wird mit einer oszillierenden Tischbewegung von 2 mm x 2 mm in X-Y-Richtung gemessen. Dadurch resultiert eine Mittelung der gemessenen Spannung in diesem „Messquadrat“. Dies führt zu einem Genauigkeitsverlust, der jedoch einer höheren erzielbaren Ergebnisqualität, erkennbar in der deutlich besseren Überlagerung der Beugungspeaks, gegenüberzustellen ist. Die Messergebnisse sind unter Berücksichtigung der Genauigkeit bei Stahl von ± 25 MPa und beim Aluminiumwerkstoff von ± 20 MPa basierend auf Wiederholmessungen zu interpretieren. In Abbildung 9 ist der zugehörige Versuchsaufbau dargestellt.

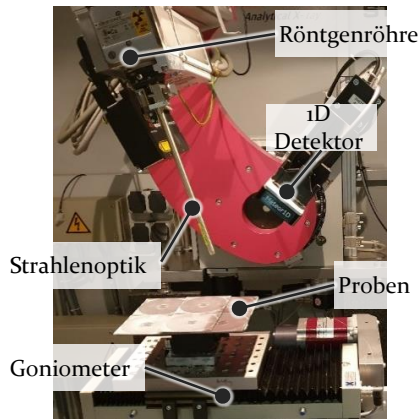


Abbildung 9: Versuchsaufbau des Röntgendiffraktometers

4.3.2 Methoden zur Prozessanalyse des Widerstandspunktschweißens

Zur Analyse des Widerstandspunktschweißens auf den eingepressten Hilfsfügelementen werden die Schweißparameter ausgehend von Erfahrungswerten und in Anlehnung an DIN EN ISO 14327 [178] ermittelt. Die eingebrachte Wärmemenge Q beim Widerstandspunktschweißen ist nach dem Joule'schen Gesetz über folgende Beziehung in Anlehnung an [179] zu bestimmen:

$$Q = \int_{t_{\text{Beginn}}}^{t_{\text{Ende}}} I^2(t) * R_{\text{Ges}}(t) dt \quad (3)$$

wobei in Gleichung (3) I die Stromstärke in *Ampere*, R_{Ges} der Gesamtwiderstand der Blechpaarung in *Ohm* einschließlich der Kontaktwiderstände zwischen Elektroden und Blech und t die Schweißzeit in *Sekunden* ist. Durch geeignete Steuerung des Schweißstroms, der Schweißzeit und der

Elektrodenkraft sind die Schweißlinsenbildung und damit die Güte der Schweißung zu beeinflussen [180]. Unter Berücksichtigung des quadratischen Einwirkens der Stromstärke in Gleichung (3) auf die eingebrachte Wärmemenge, wird die Stromstärke in Anlehnung an das in DIN EN ISO 14327 beschriebene Vorgehen zur Schweißdiagrammerstellung variiert [178]. Dabei wird die Elektrodenkraft nach Norm konstant gehalten. Die Schweißzeit hingegen wird abweichend von der Normvorschrift nicht zusätzlich variiert, sondern konstant gehalten und unter Berücksichtigung der seriennahen Produktionsbedingungen aus der Serienfertigung übernommen.

Die angewendeten Prüfmethoden zur Analyse der Punkt- und Linsendurchmesser sind sowohl zerstörungsfreie als auch zerstörende Methoden. Aus den zerstörungsfreien Methoden wird eine Ultraschallanalyse mithilfe der Impuls-Echo-Technik zur Bestimmung der Schweißlinsendurchmesser durchgeführt. Dabei wird ein Ultraschall-Messgerät der Fa. TESSONICS INC. [181] des Typs RSWA F1 eingesetzt. Es wird mit einer Messfrequenz von 15 MHz gemessen. Als Koppelmedium zwischen Blech und Prüfkopf wird das Gel IMAGEL der Fa. TESSONICS INC. [181] verwendet. Das Messprinzip beruht darauf, dass an Grenzflächenübergängen und Inhomogenitäten das Schallsignal reflektiert und dieses im Prüfkopf detektiert wird [182]. Da auch die Messung mit Ultraschall Fehler behaftet sein kann, aufgrund des möglichen geneigten Aufsetzens des Prüfkopfes auf dem Schweißpunkt oder der zu stark verkippten Schweißlinsen [183], werden zusätzlich die Schweißlinsenabmessungen mithilfe von metallographischen Querschliffen bestimmt.

Zur Analyse des Wärmeflusses kommt im Rahmen der Untersuchungen die Kontakt-Messmethode mithilfe von Thermoelementen zur Anwendung. Dabei werden Nickel-Chrom/Nickel-Thermoelemente vom Typ K nach DIN EN 60584-1 verwendet [184]. Die Funktionsweise ist auf die thermoelektrischen Effekte Seebeck-, Peltier- und Thomson-Effekt zurückzuführen [185, 186, 187]. Dabei führen Temperaturgradienten an den Verbindungsstellen der beiden verbundenen unterschiedlichen Metallen zu einer thermoelektrischen Spannung [186]. Zur Vorbereitung der Temperaturmessungen wurden die beiden Adern abisoliert, an der Spitze verdrillt und mit einem THERMOCOUPLE AND FINE WIRE WELDER Schweißgerät des Typs TL-WELD der Fa. OMEGA INC. [188] verschweißt. Die Anheftung der Elemente an den Proben wurde mithilfe des Epoxid-Sofortklebstoffes LOCTITE 401 und des Polyimid-Klebebandes (Kapton-Tape) realisiert. Auf diese Weise konnten die empfohlene horizontale Anbringung der Thermoelemente und eine direkte Kontaktierung von Element zu Metalloberfläche

[189] eingehalten werden. Die Störeffekte durch das Auflöten von Thermo-
elementen [190] sowie die Herausforderungen des Verschweißens der Ni-
ckel-Chrom/Nickel-Thermoelemente auf Aluminiumoberflächen [191]
können dadurch vermieden werden.

4.3.3 Methoden zur Charakterisierung der quasistatischen Belastungsgrenzen

Aus der Gruppe der zerstörenden Prüfmethoden zur Bewertung einer Fü-
getechnik werden im Rahmen der Analyse quasistatische Scherzug-, Kopf-
zug- und Schälzugprüfungen durchgeführt. Mit diesen Prüfmethoden wird
die widerstandselementgeschweißte Verbindung ganzheitlich bewertet.
Das bedeutet, dass diese Prüfverfahren erst nach dem Widerstandspunkt-
schweiß-Prozess möglich sind. Da es sich beim Widerstandselement-
schweißen um eine hybride Fügetechnik handelt, sind die Normen aus der
Schweißtechnik, als auch die Normen aus dem Bereich des Fügens durch
Umformen zu berücksichtigen. Darüber hinaus ist der Ausdrückversuch
nach DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] als aussagekräftige Prüfmethode zu
bewerten. Mit diesem Versuchsaufbau ist es möglich, die Verbindungsfes-
tigkeit zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech unabhängig vom Stoff-
schluss zu analysieren. Da es sich bei diesen Prüfverfahren um quasistati-
sche Festigkeitsnachweise handelt, wird die Prüfgeschwindigkeit einheit-
lich gemäß den aufgeführten Normen auf 10 mm/min festgelegt.

Der Scherzugversuch, der die Verbindungstechnik unter einer praxisnahen
Beanspruchungsart prüft [192], wird im Rahmen dieser Arbeit gemäß den
Vorschriften des Merkblattes DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] für Einpres-
selemente durchgeführt. Die Auswahl der Abmessungen der einschnittig
überlappenden Scherzugproben sind an den Vorschriften des Merkblattes
orientiert und wurden bereits detailliert in der Veröffentlichung [193] dis-
kutiert. Aufgrund der Verformung im Flanschbereich beim Einstauchen
der Hilfsfügeelemente wurde dabei der Randabstand von den vorgeschla-
genen 8 mm auf 20 mm vergrößert, wodurch eine Überlapplänge von
40 mm statt der vorgeschlagenen 16 mm entsteht.

An zweiter Stelle sind zur statischen Festigkeitsermittlung Kopfzugversu-
che durchgeführt worden. Gemäß der Einordnung als eine hybride Fü-
getechnik werden die Normen DIN EN ISO 14272 [194] und DIN EN ISO 16237
[195] sowie eine unternehmensinterne „Group-Standard“ Norm GS 96012
berücksichtigt. Die beiden DIN-Normen zur Kopfzugprüfung von Wider-
standsschweißungen und mechanischen Fügeverbindungen unterscheiden
sich um 2 mm in der Vorgabe für die freie Einspannlänge (56 mm und

54 mm). Die weiteren Probenabmessungen (150 mm x 50 mm) sind identisch. Auch die Vorgaben des DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] übernehmen diese Probenabmessungen. Davon abweichend werden in dem Group-Standard kleinere Probengeometrien (110 mm x 48 mm) vorgeschrieben. Diese kommen im Rahmen dieser Arbeit ebenso zum Einsatz, da für diese Probengeometrie die entsprechende Probeneinspannvorrichtung vorhanden ist. Vorversuche hierzu haben gezeigt, dass die kleinere Probengeometrie zu tendenziell geringeren Kopfzugfestigkeiten führt, die Abweichungen jedoch nicht signifikant sind.

Die Kombination aus Scherzug- und Kopfzugbelastung wird im Schälzugversuch geprüft. Dieser ist für geschweißte Verbindungen in der DIN EN ISO 14270 genormt [196]. Wie bei den vorherigen Prüfungen existieren auch in der DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] Vorgaben für die Schälzugprüfung an Einpresselementen. Dabei sind die Überlapplänge und die Probenbreite an die Forderung nach geringeren Flanschbreiten bei mechanischen Füge-techniken auf kleinere Maße von 16 mm bei Blechdicken kleiner 1,5 mm angepasst [159]. Da diese kleinere Überlapplänge allerdings nicht mit den geforderten Elementgrößen realisierbar ist, werden im Rahmen der Schälprüfungen die Richtlinien nach DIN EN ISO 14270 [196] angewendet. Daraus folgt, dass die Probengeometrie 160 mm x 50 mm mit einer Überlapplänge von 50 mm spezifiziert ist.

Ausdrückversuch nach DVS Merkblatt

Der Ausdrückversuch in Anlehnung an DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] dient im Rahmen dieser Arbeit zur Analyse der Verbindungsfestigkeit zwischen den eingepressten Stahl-Hilfsfügeelementen und den Aluminium-Trägerblechen. Der Versuchsaufbau ist nach DVS/EFB MERKBLATT 3480-1 [159] zur Durchzugswiderstandsprüfung von Bolzenelementen gestaltet und wird an den hier betrachteten Anwendungsfall adaptiert. Dabei werden die Vorschriften zur Vermeidung einer Einspannvorrichtung, der Probenabmessungen von 80 mm x 80 mm und der Prüfgeschwindigkeit von 10 mm/min beibehalten. Der Durchmesser des Ausdrückstempels wird auf 10 mm festgelegt. Gemäß der Richtlinie wird der Innendurchmesser der Auflagermatrize um 2 mm größer als das eingepresste Element auf 16 mm gewählt. Aufgrund der Elementgrößenvariation sind zusätzliche Auflagermatrizen mit Innendurchmesser von 20 mm und 25 mm angefertigt worden. Da dieser Faktor einen Einfluss auf die ermittelte Ausdrückfestigkeit aufweist, ist eine Angabe des Auflagermatrizendurchmessers obligatorisch zur vergleichenden Bewertung der Festigkeiten. Die für die Untersuchungen konstruierte Prüfvorrichtung, orientiert am DVS/EFB MERKBLATT

3480-1 [159], zum Einbau in die Universalprüfmaschine ist in der nachfolgenden Abbildung 10 dargestellt.

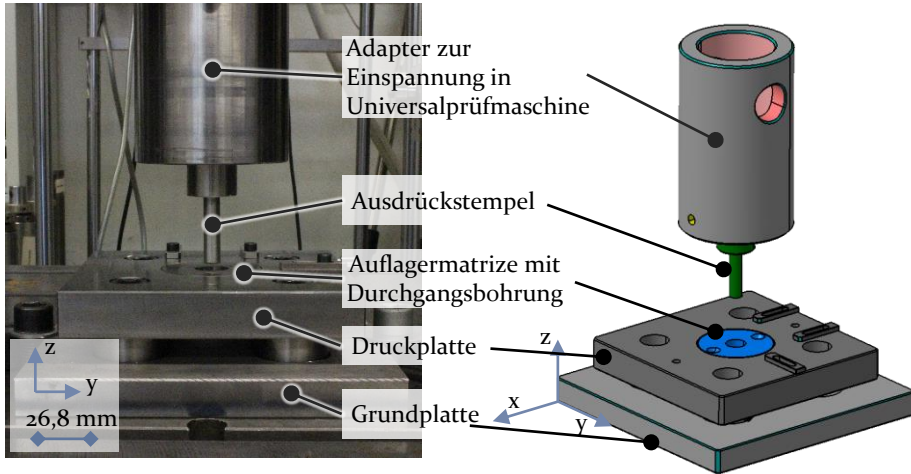


Abbildung 10: Vorrichtung für den Ausdrückversuch

Die festgelegten Probenabmessungen zum quasistatischen Festigkeitsnachweis sind abschließend in Abbildung 11 zusammengefasst.

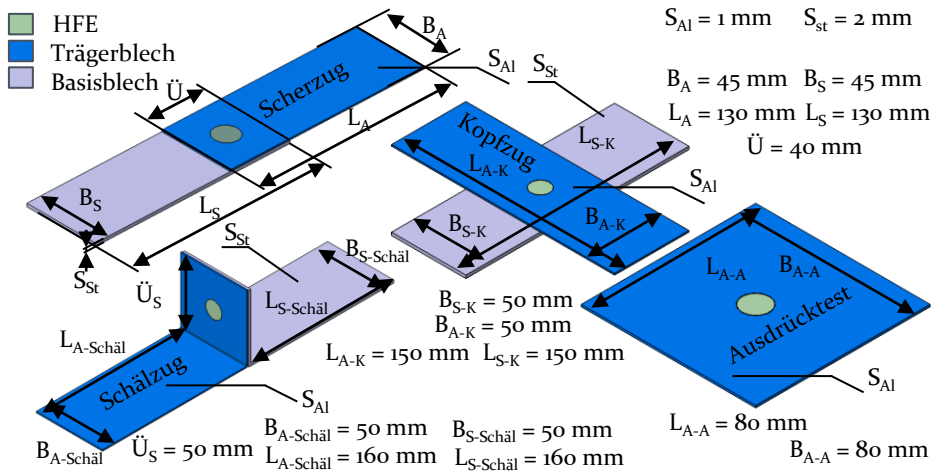


Abbildung 11: Probenabmessungen der Festigkeitsnachweise

4.3.4 Methode zur Charakterisierung der Belastungsgrenzen unter zyklischer Belastung

Zur Bestimmung der Belastungsgrenzen und der Lebensdauer unter zyklischer Belastung mit konstanten Amplituden [197] werden im Rahmen der

Untersuchungen Schwingfestigkeitsversuche an Scherzugproben durchgeführt. Die Versuche werden hierzu im Zeitfestigkeitsbereich vollzogen, um die Wöhlerlinien zu bestimmen. Zur Aufwandsreduzierung und Kostenlimitierung wird ab einer Schwingspielzahl von $2 \cdot 10^6$ bis $5 \cdot 10^6$ von einem sogenannten Durchläufer ausgegangen und die Messung abgebrochen. Zur Charakterisierung der Wöhlerlinie wird gemäß BASQUIN die Lage und die Neigung der Geraden aus dem linearen Zusammenhang (im doppeltlogarithmischen Diagramm) zwischen der Schwingspielzahl und der Spannungsamplitude bestimmt [198]. Die Durchführung der Versuche erfolgt dabei nach dem Horizontenverfahren, gemäß welchem eine Anzahl von fünf auf verschiedenen Lastniveaus liegenden Proben bis zum Versagen geprüft wird [198]. Das Spannungsverhältnis aus Unter- zu Oberspannung wird auf $R_{zykl.} = 0,1$ festgelegt, also eine Prüfung im Zug-Schwellbereich [199].

4.4 Numerische Methode zur Materialflussanalyse

Im Rahmen der Analysen wurde in Zusammenarbeit mit der Fa. MATFEM [200] für die Finite-Element-Methode ein Simulationsmodell für den LS-Dyna Solver - Version 971 [201] aufgebaut. Dabei liegt der Fokus auf der Modellierung des Einsenkens und Scherschneidens des Trägerblechs sowie des Stauchprozesses zum Einformen der Hilfsfügeelemente. Das Scherschneiden der Hilfsfügeelemente wird numerisch nicht als Prozess abgebildet, sondern mit der Modellierung der Initialgeometrie des Hilfsfügeelementes dargestellt. Der Scherschneidprozess des Aluminium-Trägerblechs wird hingegen idealisiert mit dem Versagensmodell CrachFEM, welches neben dem Versagen durch Einschnüren Versagenskriterien für Duktil- und Scherbrüche beinhaltet [202], modelliert. Beim Erreichen der Bruchgrenzdehnung wird das entsprechende Element ausgeblendet, wodurch der Rissfortschritt im Blech beim Scherschneiden abgebildet wird.

Zur effizienten Berechnung der umformenden Fügeprozesse [203] wird die Rotationssymmetrie des betrachteten Systems ausgenutzt, sodass eine rotationssymmetrische 2D-Modellierung erfolgt. Zur Diskretisierung des Hilfsfügeelementes und des Trägerblechs werden dabei achsensymmetrische 2D-Solidelemente verwendet. Dies führt zu einer isotropen Modellierung des Materialverhaltens auf Basis des elasto-plastischen Werkstoffgesetzes [204]. Dabei wird die nach dem Ansatz von Hockett-Sherby extrapolierte Fließkurve aus dem Schichtstauchversuch, in Abschnitt 4.1 dargestellt, im Werkstoffmodell MF GenYld+CrachFEM [205] hinterlegt. Sowohl der zum Anwendungsfall vergleichbare Spannungszustand, als

auch die Abbildung der Fließkurve bis hin zu höheren Dehnungswerten [206] begründen die Wahl der Fließkurve aus dem Schichtstauchversuch.

Angesichts der hohen zu erwartenden Umformgrade beim Stauchprozess werden die Werkstücke mit der Funktion der r-adaptiven Neuvernetzung [207] gemäß der eingestellten Neuvernetzungsfrequenz zu definierten Zeitschritten neu vernetzt. Infolgedessen werden die Spannungs- und Dehnungszustände beim „Mapping“ auf das neue Netz gemittelt, wodurch eine Abweichung der berechneten Werte entsteht [7]. Aufgrund der adaptiven Neuvernetzung in Verknüpfung mit der 2D rotationssymmetrischen Modellierung wird dem Material ausschließlich eine isotrope Verfestigung zugrunde gelegt. Die kinematische Verfestigung wird dadurch nicht mit abgebildet. Die Werkzeugkomponenten werden auf Basis des gewählten Abstrahierungsgrades und des Fokus auf den Erstaufbau eines funktionsfähigen Simulationsmodells als ideale Starrkörper modelliert. Die Kontaktmodellierung basiert auf der wegen ihrer Effizienz [208] am weitest verbreiteten Penalty-Methode [209]. Die numerische Lösung des Gesamtgleichungssystems erfolgt in dem eingesetzten Solver im Hinblick auf die hohen zu erwartenden Umformungen nach dem expliziten Integrationsverfahren [209].

Zur Beschreibung des Reibverhaltens in der Kontaktebene wird das Coulomb'sche Reibmodell herangezogen [210], was allerdings bei Massivumformverfahren aufgrund der hohen Normalspannungen [109] kontrovers diskutiert wird [134]. Der Wert der Reibzahl für den Materialkontakt Stahl zu Aluminium wird für die gesamte Umform-Prozesskette des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen mit einem Wert von 0,2 als konstant angenommen. Der Reibkoeffizient zwischen Stahl und Stahl wird mit 0,15 als konstant angenommen. Der Nachteil, dass bei hohen Anpressdrücken derart hohe Reibkräfte entstehen, die aufgrund der Schubfließgrenze physikalisch nicht möglich sind [211], wird dabei für den Erstaufbau des Simulationsmodells in Kauf genommen. Die Temperaturrandbedingungen werden als konstant angenommen, was einer isothermen Modellierung entspricht.

5 Systemanalyse des Widerstandselement-schweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen

In diesem Abschnitt werden zunächst die Standard-Prozessparametereinstellungen identifiziert, um eine Referenz zur Herstellung anforderungsgerechter Verbunde zu definieren. Daran anschließend werden die prozessseitigen Einflussgrößen auf die Verbindungsfestigkeit entsprechend der Reihenfolge der umformtechnischen Prozesse Scherschneiden, Einsenken und Scherschneiden sowie Stauchen analysiert, wodurch ein tiefer gehendes Prozessverständnis erarbeitet wird. Unter Berücksichtigung der Ursache-Wirkungsbeziehungen werden die Einflussgrößen klassifiziert und in einem geometrischen Einflussgrößenmodell zusammengefasst. Auf Basis des erarbeiteten Modells wird der anschließende Widerstandspunktschweiß-Process analysiert. Dabei werden geeignete Schweißparameter versuchstechnisch abgesichert. Die Wärmewirkung der ermittelten Schweißparameter auf das Aluminiumträgerblech wird mit Thermoelementen und Mikrohärteprüfungen analysiert. Danach können die praxisrelevanten Verbindungsfestigkeitsnachweise durchgeführt werden. Das auftretende Versagensverhalten in den einzelnen Festigkeitsnachweisen wird abschließend spezifiziert.

5.1 Prozessauslegung des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen

5.1.1 Definition der geometrischen Abmessungen

Die Definition der Ausgangsgeometrie der Hilfsfügeelemente resultiert aus den Anforderungen der Großserienfertigung in der automobilen Karosseriefertigung. Dabei sind sowohl die umformtechnischen Prozesse als auch das Widerstandspunktschweißen zu berücksichtigen. Für einen robusten und störungsfreien Prozessablauf des Widerstandspunktschweißens mit den konventionell eingesetzten Punktschweißzangen und –elektroden ist ein Hilfsfügeelement-Mindestdurchmesser gefordert. Auf diese Weise ist ein Positionieren der Schweißelektroden auf dem Hilfsfügeelement mit der konventionellen Prozesstechnik möglich. Aufgrund der Verfügbarkeit werden die Hilfsfügeelemente aus bereits vorhandenen Blechdicken, die im

Produktspektrum der automobilen Karosseriebaufertigung eingesetzt werden, gewählt.

Das schergeschnittene Loch im Aluminium-Trägerblech wird mit einem Innendurchmesser von 12 mm definiert. Der Außendurchmesser der Hilfsfügelemente, gemessen im Glattschnittbereich, wird dementsprechend auf den Wert 11,7 mm festgelegt. Mit diesem Maß ist ein manuelles Einsetzen der Elemente in das Vorloch ohne technische Hilfsmittel möglich. Durch das umlaufende Spaltmaß von 0,15 mm bei zentrischer Positionierung ist zudem eine Positionierung in der geforderten Lagetoleranz realisierbar. Geringe Abweichungen in der ebenen Relativposition werden über den Freiheitsgrad der ebenen Bewegung des Trägerblechs ausgeglichen. Durch den Stauchprozess des Hilfsfügeelementes und den sich dadurch vergrößernden Außendurchmesser wird das Trägerblech konzentrisch durch das Hilfsfügeelement in Position gedrängt. Die geometrischen Haupt-Abmessungen sind in Abbildung 12 zusammengefasst.

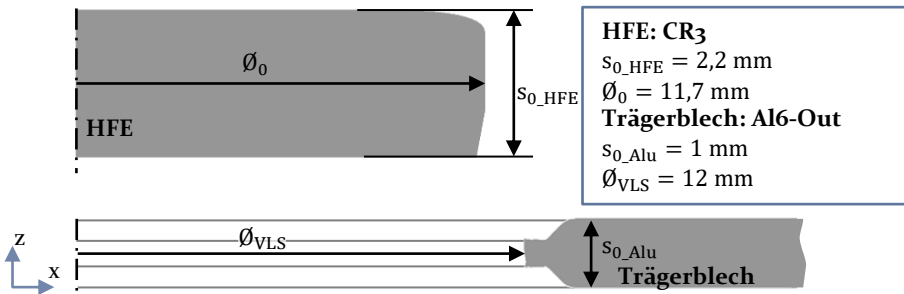


Abbildung 12: Abmessungen der eingesetzten Hilfsfügelemente und Trägerbleche

Die Hilfsfügelemente und die Trägerbleche werden durchgängig in allen Teilprozessen stets mit der Prozessoberseite oben liegend ausgerichtet. Die Einflussuntersuchungen im Rahmen der Systemanalyse werden mit Hilfsfügeelementen aus dem Werkstoff CR₃ der Charge 1 mit einer initialen Istdicke von 2,13 mm (2,2 mm Nenndicke) durchgeführt. Diese Dickenwahl führt nach (1) zu einem Stauchgrad von -0,756 (mit Nenndicke berechneter Stauchgrad: -0,788) mit der Zielstellung, das Hilfsfügeelement auf die Trägerblechdicke von 1 mm zu stauchen.

Die Werkzeuggeometrie der Einsenkphase des voreilenden Niederhalters und der Matrice werden mit der Ausgangskonfiguration, die in Abbildung 13 dargestellt ist, eingeführt. Die Breite b_M weicht dabei von der Breite b_N um 0,02 mm aufgrund der erfahrungsbasierten Vorgaben aus der Großserienpraxis zu Schneidspalt und Niederhalterspalt beim Scherschneiden von

Aluminiumwerkstoffen ab. Insgesamt wird eine Einsenktiefe von 0,6 mm ($=h_M + h_N$) mit der gegebenen Einsenkegeometrie in das Trägerblech eingebracht.

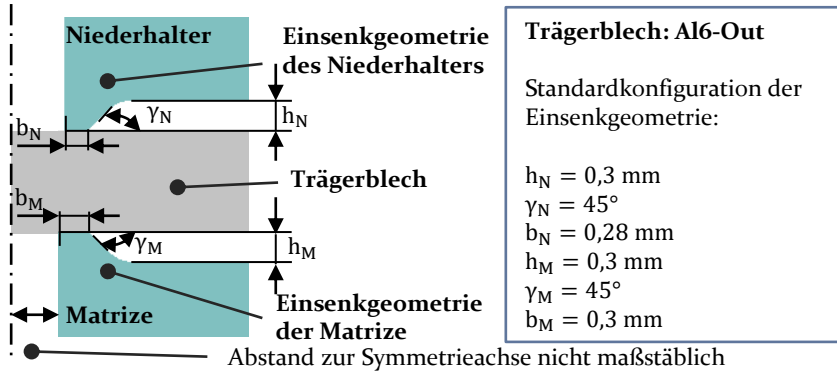


Abbildung 13: Einsenkegeometrie des Niederhalters und der Matrice

Im finalen, gestauchten Zustand ist eine rotationssymmetrische und vollständige Formfüllung des Vorlochs mit einer möglichst geschlossenen Trennfuge zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech zu erzielen. Diese Anforderung folgt aus den Korrosionsschutzmaßnahmen und dient zur Vermeidung des Eindringens eines für die Korrosion notwendigen Elektrolyten. Zudem ist eine Höhendifferenz zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech im oberflächennahen Trennfugenbereich nur in sehr kleinem Maße zulässig. Diese scharfen Kanten führen im Lackierprozess zu Kantenfluchteffekten des trocknenden Lacks und stellen durch die lokal ausgedünnte Lackschicht Ausgangspunkte für Korrosionsprozesse dar. Weitere Anforderungen an den finalen Zustand des gestauchten Hilfsfügeelementes sind auf die entstehende Umformzone im Trägerblech bezogen. Hier sind nur geringfügige plastische Dehnungen im Flanschbereich infolge des Einstauchprozesses zulässig, um die Vorgaben der Formtoleranz einzuhalten und einen maßgerechten Fügeprozess zu gewährleisten. Eine Rissentstehung im Reststegbereich durch das Einbringen der Hilfsfügeelemente im Trägerblech ist gänzlich zu vermeiden.

5.1.2 Voruntersuchung des Fließverhaltens des Hilfsfügeelement-Werkstoffes

Die Hilfsfügeelemente werden bei der gewählten Blechdicke in dem Stauchprozess um einen Stauchgrad von (-) 0,788 in der Blechdicke reduziert. Der Durchmesser der Hilfsfügeelemente wird dabei um ca. 36,7 % er-

höht. Diese Kenngrößen unterstreichen den Bedarf an einem hohen Umformvermögen der Hilfsfügelemente. Mit einem senkrechten Anisotropiewert von 1,52 bei der gewählten Blechdicke ist der gewählte Tiefziehstahl CR3 mit einem r -Wert größer eins ein Material mit einem hohen Umformvermögen [209]. Da beim angewendeten Stauchprozess der Materialfluss vornehmlich aus der Dickenrichtung in Breitenrichtung erfolgt und eine symmetrische Ausformung des Elementes angestrebt wird, ist das Fließverhalten in die charakteristischen Winkelrichtungen aufgrund des Walzprozesses in der Halbzeugherstellung zu berücksichtigen. Zur Beurteilung des Fließverhaltens in 0° und 90° Richtung werden die Durchmesser in 0° und 90° der mittleren Stahlplättchen aus dem Schichtstauchversuch aus Abschnitt 4.1 herangezogen. Zur näheren Erläuterung dient Abbildung 14.

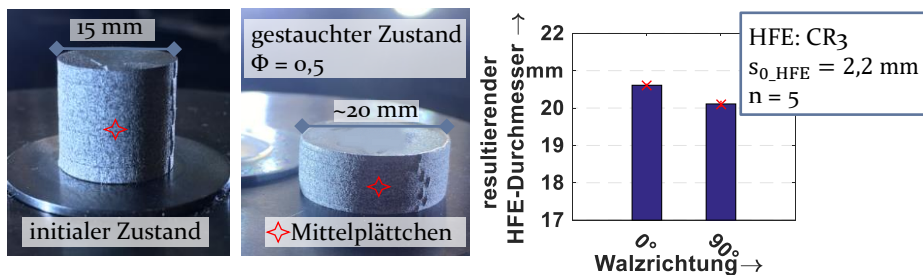


Abbildung 14: Durchmesserermittlung nach Schichtstauchversuch

Bei einer Versuchsanzahl von fünf Wiederholversuchen konnte in 0° -Richtung ein Durchmesser von 20,61 mm mit einer Standardabweichung von 0,03 mm und in 90° -Richtung ein Durchmesser von 20,11 mm mit einer Standardabweichung von 0,07 mm nach dem Schichtstauchversuch ermittelt werden. Aus diesen Werten berechnet sich der r_b -Wert zu 0,92. Folglich sind Anisotropieeffekte beim freien Stauchen zu detektieren. Da sich allerdings der Umformgrad der 0° -Richtung und der 90° -Richtung nur um 0,03 unterscheiden, sind die Unterschiede in der Formänderung in den unterschiedlichen Winkellagen zur Walzrichtung beim gewählten Versuchswerkstoff zu vernachlässigen. Die Berücksichtigung der r -Werte aus den Zugversuchen in die Richtung 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung unterstützen diese Annahmen. Mit den Werten 1,7 (0°), 1,2 (45°) und 2,1 (90°) ist ein vergleichbares Fließverhalten in die Winkelrichtungen zu erwarten. Auch die Dehngrenzen-Mittelwerte aus den Zugversuchen von 176 MPa (0°), 193 MPa (45°) und 186 MPa (90°) deuten auf einen vergleichbaren Fließbeginn hin. Übereinstimmend zu den Durchmessermessungen im Schichtstauchversuch ist tendenziell ein früherer Fließbeginn in 0° -Richtung zu erwarten, der sich in einem geringfügig höheren Durchmesser in

o°-Richtung widerspiegelt. Auf Basis dieser Werkstoffdaten kann zusammenfassend bei der Verwendung dieses Versuchswerkstoffes in den folgenden Analysen von einer vernachlässigbaren Auswirkung der Anisotropie auf das Stauchergebnis ausgegangen werden. Eine Orientierung der Walzrichtung des Hilfsfügeelementes zum globalen Koordinatensystem des Stauchprozesses wird folglich nicht vorgegeben bzw. eingehalten.

5.1.3 Einsenken und Scherschneiden der Trägerbleche

Gemäß der Prozessbeschreibung in Abschnitt 2.2.2 wird beim Vorkonfektionieren des Trägerblechs eine beidseitige Einsenkphase eingebracht und anschließend im gleichen Pressenhub das Trägerblech gelocht. Die Ausbildung der Einsenkphasen auf der Ober- und Unterseite ist in den Momentaufnahmen des Trägerblechs in Abbildung 15 dargestellt.

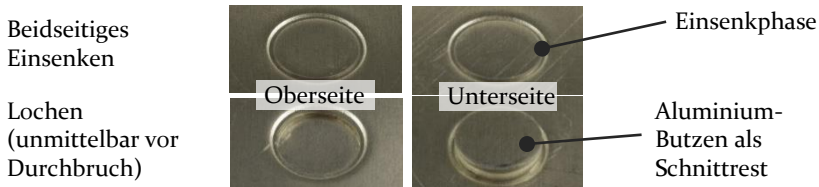


Abbildung 15: Momentaufnahmen der Trägerblechgeometrie

Konzentrisch zur Einsenkgeometrie setzt der Schneidstempel auf und locht das innen liegende Material aus dem Trägerblech aus, welches zur Unterseite verdrängt wird. Der Zusammenhang zwischen der Stößelbewegung und der resultierenden Prozesskraft ist in Abbildung 16 dargestellt.

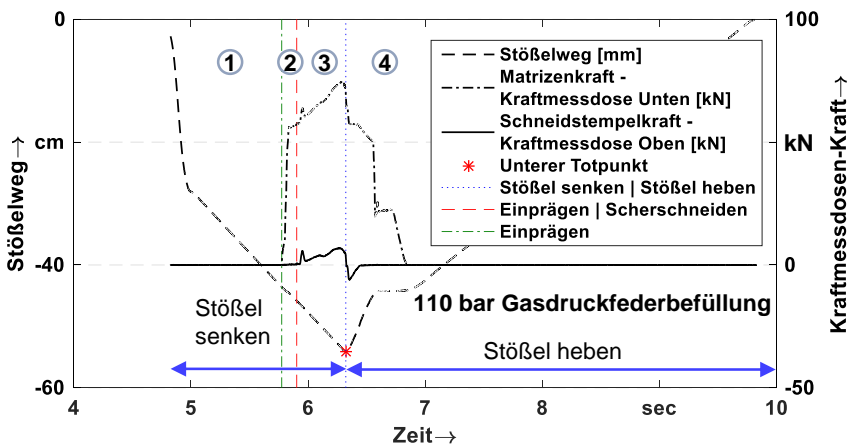


Abbildung 16: Prozessdiagramm Einsenken - Prozesskraft und Stößelweg über Zeit

Die Gasdruckfedern sind dabei mit einem Druck von 110 bar befüllt, was einer mittleren Befüllung mit ausreichend großem Abstand zu den Betriebsgrenzen entspricht. Ab dem Zeitpunkt, ab dem der voreilende Niederhalter auf dem Trägerblech mit der Einsenkgeometrie aufsetzt, beginnt die gemessene Kraft auf die Matrize, die gleichzusetzen ist mit der Kraft auf das Trägerblech, zu steigen (Phase 2). In Phase 3 mit weiter sinkendem Werkzeugoberteil setzt nach dem Einsenkprozess der Schneidstempel auf dem Trägerblech auf. Die gemessene Kraft am Schneidstempel steigt infolgedessen an. Der Verlauf der Schneidstempelkraft stimmt dabei gut mit den bereits bekannten Kraft-Weg-Verläufen von Scherschneidvorgängen aus dem Stand der Technik, z. B. [113], überein. Da die Prozesskraft ebenso auf das Trägerblech wirkt, zeichnet sich der charakteristische Verlauf in dem Matrizenkraftverlauf ab. Dieser Scheitelwert wird im Folgenden als die wirkende Einsenkraft bezeichnet, da diese Kraft an der Matrize detektiert wird und somit über das Trägerblech auf die Matrize wirkt. Mit der Trennung des Werkstoffes fällt die Schneidstempelkraft ab, und die Stößelbewegung wird umgekehrt. Die Schneidstempelkraft verläuft dabei kurze Zeit im negativen Bereich (Zugkraft), da die Reibung zwischen Schneidstempelmantelfläche und Lochinnenwand entgegen der Bewegungsrichtung wirkt. Gleichzeitig werden die Gasdruckfedern entlastet, welche die Kraft auf das Trägerblech und die Matrize reduzieren, bis diese die Ausgangsposition gemäß der Druckbefüllung erreichen.

5.1.4 Stauchen der Hilfsfügeelemente

Die Positionierung der Hilfsfügeelemente und des Trägerblechs wird stets mit dem Kanteneinzug nach oben, wenn nicht anders erwähnt, durchgeführt. In Abschnitt 4.2.4 wurden bereits die Stellelemente zur Einstellung der initialen z -Lage des Trägerblechs relativ zum Hilfsfügeelement eingeführt. Diese Positionierelemente werden im Folgenden auf diese Weise eingestellt, sodass die Mittelebenen des Trägerblechs und des zu stauchenden Hilfsfügeelementes zu Stauchbeginn identisch sind bzw. auf gleichem Niveau liegen. Das Hilfsfügeelement liegt dabei stets auf dem Stauchamboss, also auf der unteren Werkzeuoberfläche auf. Um diese Prozessgröße im Vorhinein zu bestimmen, dient die vereinfachte Dicken-Abhängigkeit des folgenden formelmäßigen Zusammenhangs:

$$z_{St} = \frac{1}{2}(s_{0_HFE} - s_{0_Alu}) \quad (4)$$

Die z -Lage z_{St} wird aus der halbierten Differenz der initialen Hilfsfügeelement-Dicke s_{0_HFE} und der initialen Trägerblechdicke s_{0_Alu} berechnet.

Der Prozess des Stauchens wird mit dem Stauchwerkzeug, beschrieben in Abschnitt 4.2.4, in der Rahmenpresse, aufgeführt in Abschnitt 4.2.1, durchgeführt. Die hydraulische Presse wird mittels Kraftsteuerung mit dem Maximalwert von 1600 kN betrieben. Die bei den gewählten Presseneinstellungen resultierenden Prozessgrößenverläufe sind in Abbildung 17 grafisch zusammengefasst.

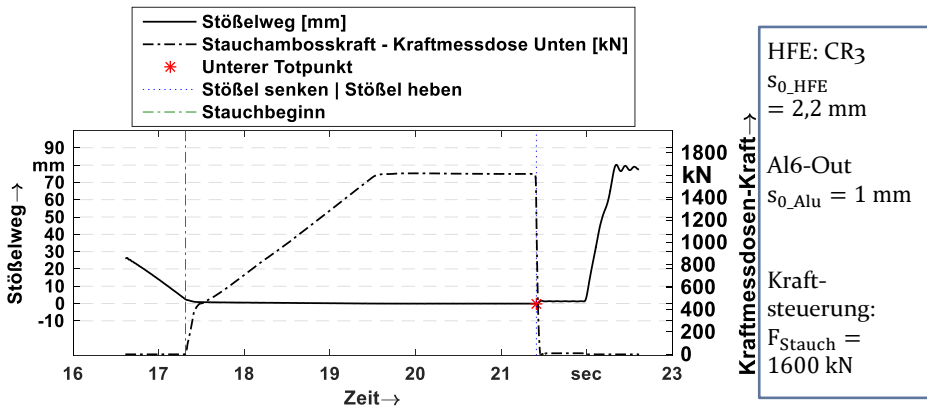


Abbildung 17: Stößelweg und resultierende Prozesskraft beim Stauchen der Hilfsfügeelemente

Ab dem Zeitpunkt des Kontaktes von oberer Druckplatte und Hilfsfügeelement beginnt die gemessene Stauchkraft signifikant zu steigen. Mit fortschreitendem Stößelhub wird das Hilfsfügeelement gestaucht. Ab dem Zeitpunkt, ab welchem die Steigung im Verlauf der Stauchkraft absinkt, wird zudem das Aluminium-Trägerblech von der oberen Druckplatte kontaktiert. Der Anstieg an Hub verringert sich. Die Stauchkraft hingegen steigt linear an, bis der Grenzwert aus der Kraftsteuerung erreicht wird. Bei Erreichen des maximalen Kraftwertes wird die Prozesskraft für 2 s gehalten. Abschließend wird der Rückhub gestartet und der Probekörper entlastet. Der resultierende Kraft-Weg-Verlauf, der mit der im Werkzeugunterteil verbauten Kraftmessdose und den Wegsensoren aufgezeichnet wurde, ist in Abbildung 18 dargestellt. Es ist darin zu erkennen, dass die aufgenommene Stauchkraft in Phase 1 bei einem verbleibenden Stößelweg bis zum unteren Totpunkt von ca. 2,5 mm beginnt anzusteigen. In dieser Phase werden die Einzelkomponenten des Stauchwerkzeuges, die im Kraftfluss liegen (Stauchamboss, Stauchstempel und die eingesetzten Spionbleche zum Niveaueausgleich), auf Block gefahren.

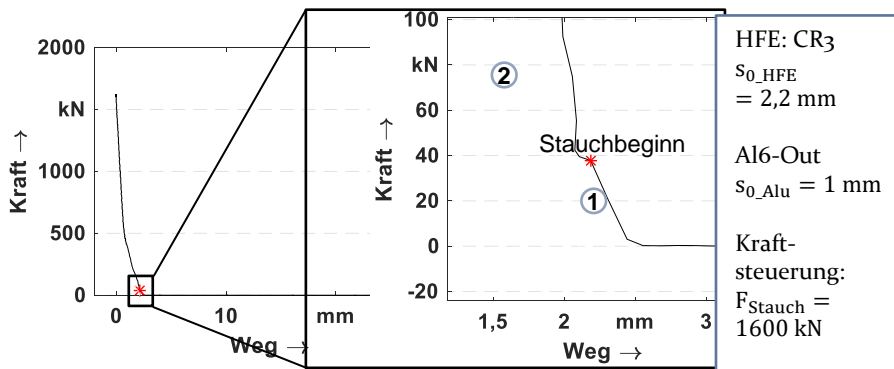


Abbildung 18: Kraft-Weg-Verlauf beim Stauchen des Hilfsfügeelementes in das Aluminium-Trägerblech

Anschließend beginnt die Stauchkraft bei einem Stößelrestweg von ca. 2,2 mm nahezu exponentiell anzusteigen, bis der Zielwert der Kraftsteuerung von 1600 kN erreicht wird. Die Ursache für den exponentiellen Kraftanstieg liegt in der zunehmenden Kaltverfestigung der Werkstoffe bei steigendem Stauchgrad, der vollständigen Formfüllung der Vorloch-Kavität und in dem abschließenden Kontaktieren der Werkzeugoberflächen mit dem Trägerblech, wodurch der Werkstofffluss weitestgehend gehemmt wird. Der Umformkraftbedarf ist im Vergleich mit den anderen Widerstandselementschweißverfahren aus dem Stand der Technik als hoch zu bewerten. Dies schränkt die Integrationsmöglichkeit des Stauchprozesses in bestehende Umformwerkzeuge des automobilen Presswerkes ein, was aber durch eine zusätzliche Umformstufe gelöst werden kann.

Basierend auf diesen Analysen konnte ein Set an Prozessparametern erarbeitet werden, die im weiteren Verlauf der Arbeit als Standardkonfiguration herangezogen werden. Mit den definierten Standardabmessungen ist beim Einsatz dieser Prozesswerte die Erfüllung der Anforderungen aus Abschnitt 5.1.1 sichergestellt. Ausgeprägte Anisotropieeffekte werden mit dem gewählten Versuchswerkstoff ausgeschlossen, sodass der Einsatzprozess vor dem Stauchvorgang serientauglich gestaltet ist. Die Wahl der Prozessparameter beim Einsenken und beim Stauchen unterstützt zudem die Serientauglichkeit des analysierten Prozesses und legt somit den Grundstein für eine breite Anwendung der Erkenntnisse in der Serienproduktion.

5.2 Systemanalyse der Halbzeuherstellprozesse

Nachfolgend werden das Scherschneiden der Hilfsfügeelemente sowie der Einsenk- und Scherschneidprozess der Trägerbleche analysiert, um die initialen Werkstückeigenschaften vor dem Stauchprozess zu charakterisieren. Dabei stehen die resultierenden Schnittkantengeometrien sowohl der Hilfsfügeelemente als auch der Vorlöcher der Trägerbleche im Fokus der Analysen. Des Weiteren wird die eingebrachte Verfestigung infolge des Einsenkprozesses quantifiziert sowie der Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit erörtert.

5.2.1 Scherschneiden der Hilfsfügeelemente

Zur ganzheitlichen Analyse der Wirkzusammenhänge entlang der Prozesskette des Widerstandselementschweißens ist mit der Systemanalyse des Herstellungsprozesses der Hilfsfügeelemente zu beginnen. Diese werden durch einen konventionellen Scherschneidprozess mithilfe des in Abschnitt 4.2.2 vorgestellten Scherschneidwerkzeuges hergestellt. Gemäß den Ausführungen in Abschnitt 2.3.1 ist die wesentliche Wirkung des Scherschneidprozesses die Ausprägung der charakteristischen Schnittflächenkenngrößen. Die resultierende Außenkontur des Hilfsfügeelementes ist dazu exemplarisch in Abbildung 19 dargestellt.

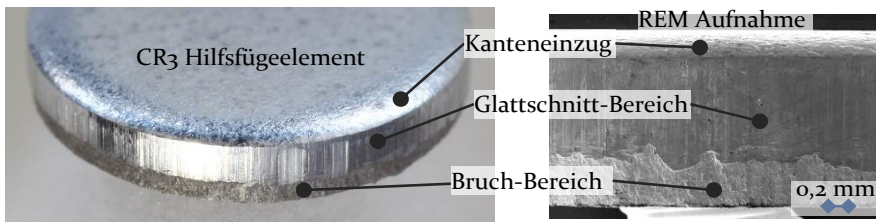


Abbildung 19: CR3 Hilfsfügeelement, hergestellt mit 4,5 % bezogenen Schneidspalt

Zur Einflussermittlung der Schnittflächenkenngrößen auf die Verbindungsfestigkeit wurden im Rahmen der Untersuchungen fünf Klassen an Hilfsfügeelementen mit unterschiedlichen Schneidspalten hergestellt. Dabei wird der Innendurchmesser der Schneidmatrize konstant gehalten, da dieser den Außendurchmesser der Hilfsfügeelemente, gemessen am Glattschnittanteil, festlegt. Es werden hingegen Schneidstempel mit unterschiedlichen Außendurchmessern verwendet. Die gewählten, auf die Nenndicke der Hilfsfügeelemente von 2,2 mm bezogenen Schneidspalte (BZSP) sind 13,6 %, 9 %, 4,5 %, 2,2 % und 1,1 %.

Zur Ermittlung der Schnittflächenkenngrößen an der Zylindermantelfläche der Hilfsfügeelemente mittels des in 4.3.1 vorgestellten Digitalmikroskops kam eine für diesen Anwendungsfall konstruierte Messvorrichtung zum Einsatz. Mit dieser Vorrichtung ist eine Einspannung der Hilfsfügeelemente möglich, bei der die Mittelachse des Hilfsfügeelementes durch eine Zentriervorrichtung identisch mit der Drehachse der Einspannvorrichtung ist. Dadurch sind in einer Aufspannung durch Rotation des eingespannten Messstücks Messungen an den diskreten Mantelflächensektoren 0° , 90° , 180° und 270° bei konstanten Fokuseinstellungen möglich. Darüber hinaus ist sichergestellt, dass der Strahlengang des Digitalmikroskops vom Hilfsfügeelement senkrecht auf das lichtempfangende Objektiv trifft. Zur Erläuterung der Funktionsweise ist die Vorrichtung in Abbildung 20 eingefügt.

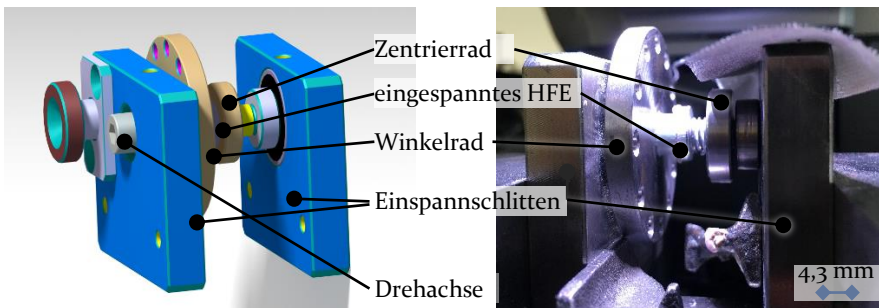


Abbildung 20: Messstückaufnahme zur Schnittflächenanalyse

Mithilfe dieser Einspannvorrichtung wurden je Schneidspalt-Kategorie fünf Hilfsfügeelemente vermessen. Je Winkelsektor wurden dabei an vier Messstellen die charakteristischen Schnittflächenkenngrößen bestimmt. Somit wurden je Hilfsfügeelement 16 Messwerte je Schnittflächenkenngröße erfasst.

Die entstehende Schnittgrathöhe wird im Weiteren nicht weiter berücksichtigt, da diese im Vergleich zu den weiteren Schnittflächenzonen vernachlässigbar klein ausfällt. Bei einem bezogenen Schneidspalt von $13,6\%$, der größte bezogene Schneidspalt in der Versuchsreihe, bei dem gemäß dem Erkenntnisstand des Standes der Technik der höchste Schnittgrad im Untersuchungsspektrum auftritt, resultiert eine mittlere Schnittgrathöhe von $23\ \mu\text{m}$. Dies stellt 1% der Gesamthöhe des Hilfsfügeelementes dar, woraus die Vernachlässigung des Schnittgrates abgeleitet wird. Zur Verdeutlichung der vernachlässigbaren Größenordnung ist in Abbildung 21 die Ausprägung des Schnittgrates anhand eines repräsentativen Schlibfbildes eingefügt.

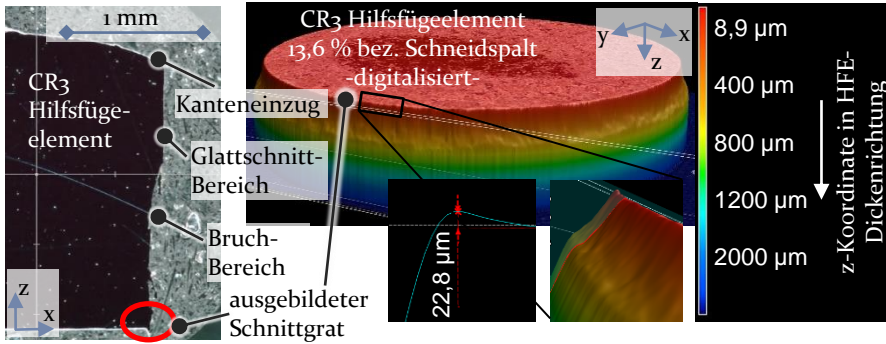


Abbildung 21: Ausbildung und Vernachlässigung des Schnittgrates

Die ermittelten Ausprägungen der weiteren Schnittflächenkenngrößen aller untersuchten Hilfsfügeelemente sind in Abbildung 22 zusammenfassend dargestellt.

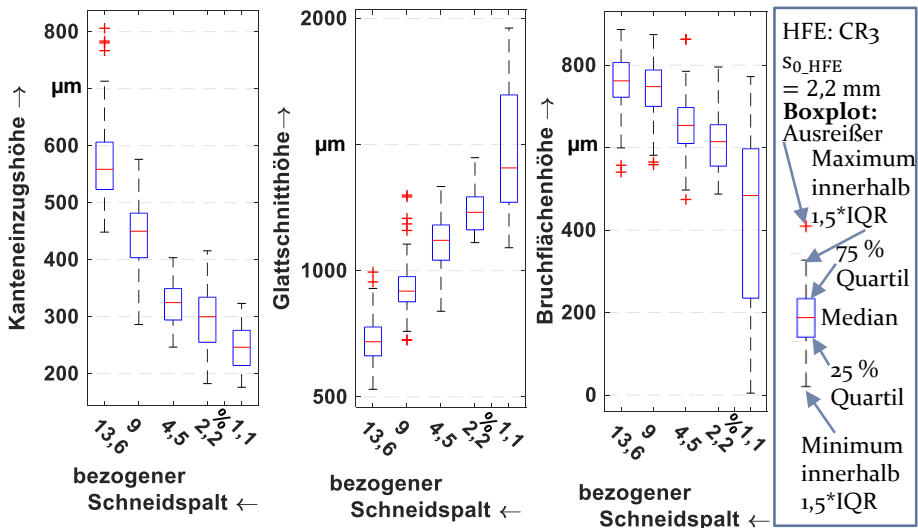


Abbildung 22: Schnittflächenkenngrößen der hergestellten Hilfsfügeelemente

Allgemein folgen die Ausprägungen der Schnittflächenkenngrößen mit sinkendem bezogenem Schneidspalt den bereits bekannten Verläufen des Standes der Technik [111]. Es treten ein höher werdender Glattschnittanteil und eine abnehmende Kanteneinzugshöhe sowie ein sinkender Bruchanteil mit kleiner werdendem Schneidspalt auf. In der Auswertung zu berücksichtigen ist der breite Streubereich beim Glattschnittanteil des kleinsten bezogenen Schneidspaltes von 1,1 % mit einem Wert von 240 µm. Ebenso

weist der Bruchanteil bei einem bezogenen Schneidspalt von 1,1 % eine hohe Standardabweichung von 220 μm auf, im Vergleich zur mittleren Standardabweichung von 70 μm bei den restlichen Schneidspalten.

Zur Ermittlung des Einflusses der Schnittflächenkenngrößen auf die Verbindungsfestigkeit wurden die analysierten Hilfsfügeelemente mit dem in Abschnitt 4.2.4 vorgestellten Stauchwerkzeug in die Aluminium-Trägerbleche eingeformt. Es wurden dabei die Prozessparameter der Prozessauslegung der Standardkonfiguration aus Abschnitt 5.1 angewendet. Zur Analyse des Fügeergebnisses wurden die Proben mithilfe der in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten metallographischen Methode untersucht. Zur Ermittlung der Verbindungsfestigkeit wurde der Ausdrückversuch gemäß Abschnitt 4.3.3 herangezogen. Die ermittelten Ausdrückfestigkeiten sind in Abbildung 23 dargestellt. Es sei darauf hingewiesen, dass die x-Achse des Graphen nicht linear verläuft, da in diesem Boxplot auf der x-Achse Klassen geplottet werden.

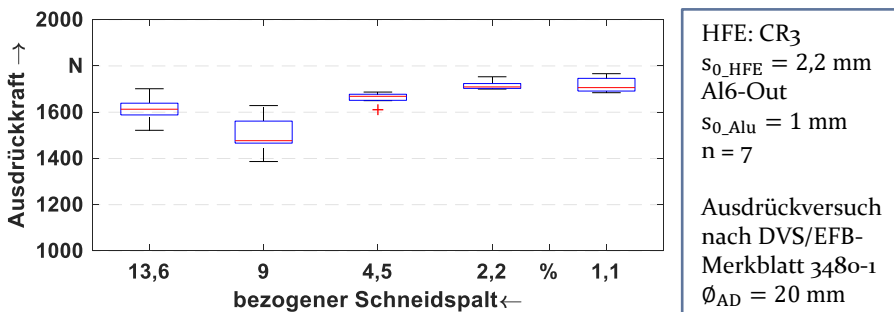


Abbildung 23: Ausdrückfestigkeiten bei unterschiedlichen Schnittflächenkenngrößen

In dem Diagramm ist zu erkennen, dass die Ausdrückfestigkeit mit kleiner werdendem bezogenen Schneidspalt ansteigt, mit Ausnahme der Festigkeitswerte beim bezogenen Schneidspalt von 9 %. Im Vergleich der Mittelwerte steigt die Verbindungsfestigkeit von 1611 N bei einem bezogenen Schneidspalt von 13,6 % auf eine mittlere Ausdrückfestigkeit von bis zu 1720 N bei einem bezogenen Schneidspalt von 1,1 %. Dies entspricht einer prozentualen Steigerung von 6,7 % in Bezug auf den Ausgangswert bei einem bezogenen Schneidspalt von 13,6 %. Die Standardabweichungen der Festigkeitswerte der bezogenen Schneidspalteinstellungen von 4,5 % und 2,2 % liegen auf geringem Niveau bei etwa 25 N. Bei den Hilfsfügeelementen mit hohem Bruchanteil hingegen, also bei einem bezogenen Schneidspalt von 13,6 % und 9 %, fällt die Standardabweichung höher aus und beläuft sich auf 55 N für 13,6 % bzw. 80 N für 9 %. Die Festigkeitswerte des

kleinsten bezogenen Schneidspaltes von 1,1 % weisen keine besondere Auffälligkeit auf, die auf eine Auswirkung der großen Streuung der Glattschnitt- und Bruchhöhe hindeuten. Auf Basis einer einfaktoriellen ANOVA (Varianzanalyse – **analysis of variance** [212]) auf dem Signifikanzniveau von 5 % treten zwischen den ermittelten Mittelwerten der fünf Hilfsfügeelement-Kategorien signifikante Differenzen mit einem p-Wert kleiner als 0,001 auf.

Die Ursache für den Anstieg in der Ausdrückfestigkeit mit sinkendem bezogenen Schneidspalt ist mit der sich ändernden geometrischen Form der Hilfsfügeelemente und der damit einhergehenden Steigerung des Hilfsfügeelement-Volumens zu begründen. Dadurch, dass der Glattschnittanteil senkrecht zur rotationssymmetrischen Hilfsfügeelement-Oberfläche verläuft, vergrößert ein größerer Glattschnittanteil das Gesamtvolumen des Hilfsfügeelementes (vgl. Abbildung 21). Verstärkt wird dieser Volumenanstieg durch den sinkenden Anteil an Bruchfläche und dem geringer werdenden Kanteneinzug (vgl. Abbildung 22). Durch diese beiden Effekte weisen die Hilfsfügeelemente hergestellt mit dem kleinsten bezogenen Schneidspalt das größte Hilfsfügeelement-Volumen auf, welches einen Masseanstieg von 8,49 % in Relation zur Masse vom größten bezogenen Schneidspalt aufweist. Dieser Zusammenhang ist in dem Diagramm 1 in Abbildung 24 dargestellt.

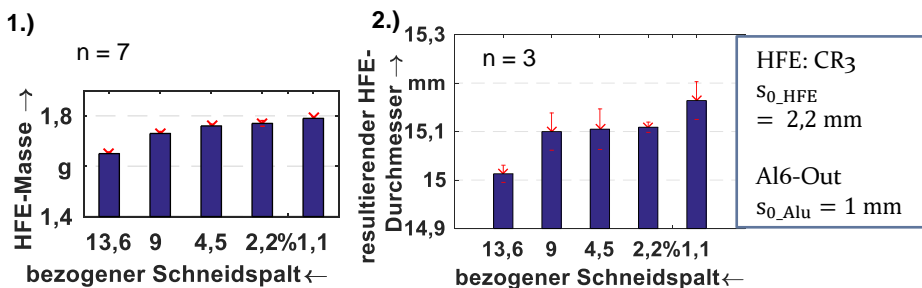


Abbildung 24: 1.) Hilfsfügeelement-Masse und 2.) resultierender Hilfsfügeelement-Durchmesser im gefügten Zustand

Es ist zudem festzustellen (Diagramm 2), dass der Anstieg des eingeförmten Hilfsfügeelement-Volumens auch mit einem Anstieg des resultierenden Elementdurchmessers auf der Blechoberseite verbunden ist. Der Anstieg des resultierenden Außendurchmessers, bezogen auf den sich bildenden Außendurchmesser bei einem bezogenen Schneidspalt von 13,6 %, beläuft sich auf 0,6 % bei den bezogenen Schneidspalten von 9 %, 4,5 % und 2,2 % sowie auf 1 % bei einem bezogenen Schneidspalt von 1,1 %. Auch dieser Effekt liegt in der Ursache begründet, dass mit kleiner werdenden

Schneidspalten der Glattschnittanteil größer und der oben liegende Kanteneinzug geringer wird.

Ein größerer resultierender Hilfsfügeelement-Durchmesser müsste ebenso in einer größeren Umformzone im Aluminium-Trägerblech detektierbar sein. Um diese These zu bestätigen, wurde mittels des in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten optischen GOM-Messsystems eine Dehnungsanalyse auf der Oberfläche des Aluminium-Trägerblechs durchgeführt. Das Resultat ist in Abbildung 25 dargestellt. Bei der Auswertung wurde eine rotationsymmetrische Umformzone angenommen, sodass die Mittelwerte auf diskreten konzentrischen Kreisen um den Mittelpunkt des Hilfsfügeelementes resultieren. Der Umformzonenbereich mit einem Abstand von bis zu 10 mm vom Mittelpunkt des Hilfsfügeelementes weist größere Schwankungen in den Dehnungsmesswerten auf, da dort die Verformung des gelaserten Punkterasters zu hoch für eine messtechnische Erfassung und Zuordnung ist. Aus diesem Grund wird die Dehnung erst ab einer Distanz vom Mittelpunkt des Hilfsfügeelementes von 10 mm analysiert.

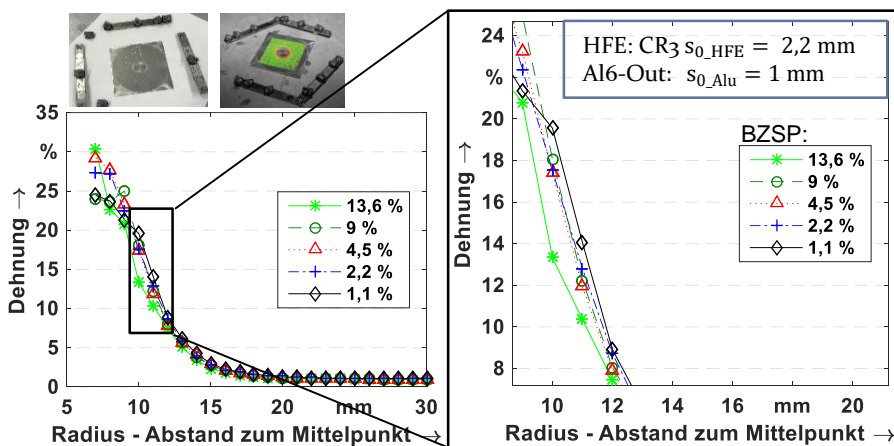


Abbildung 25: Umformzonenanalyse an Trägerblechen mit eingeformten Hilfsfügeelementen, hergestellt mit unterschiedlichen bezogenen Schneidspalten

Es ist festzustellen, dass das Hilfsfügeelement, welches mit dem größten bezogenen Schneidspalt hergestellt wurde, die kleinste Dehnung in Relation zu den anderen Hilfsfügeelementen in das Aluminium-Trägerblech induziert. Der Kurvenverlauf der Dehnung des bezogenen Schneidspaltes von 13,6 % nähert sich bei den geringsten x-Werten dem Grundrauschen des Messsystems an. Ebenso ist bei dem Vergleich der Dehnungswerte bei diskreten Abstandswerten zu erkennen, dass die Hilfsfügeelemente mit dem größten Glattschnittanteil die größte Dehnung in das Aluminium-

Trägerblech induzieren. Zwischen den induzierten Dehnungen der Hilfsfügeelemente der bezogenen Schneidspalte von 9 %, 4,5 % und 2,2 % sind geringe Unterschiede zu verzeichnen. Exemplarisch gemessen im Abstand von 11 mm liegt ein prozentualer Anstieg der Dehnung in Relation zum größten bezogenen Schneidspalt von ca. 2 % bei diesen drei Schneidspalten vor. Bei einem bezogenen Schneidspalt von 1,1 % ist ein prozentualer Anstieg von 3,7 % in Relation zum größten bezogenen Schneidspalt zu ermitteln. Diese Zusammenhänge decken sich in sehr guter Übereinstimmung mit den Durchmessermessungen aus Abbildung 24. Somit ist an dieser Stelle festzuhalten, dass die höheren Glattschnittanteile infolge der kleineren Schneidspalte zu einem größeren Hilfsfügeelement-Volumen führen. Dies wiederum führt zu einem größeren resultierenden Hilfsfügeelement-Durchmesser und einer höheren induzierten Dehnung im Aluminium-Trägerblech.

Die Kontaktzone im gefügten Zustand bestimmt die Kraftübertragung vom Hilfsfügeelement zum Aluminium-Trägerblech. Die Ausprägung der resultierenden Kontakt- bzw. Fügezonen im Querschnitt bei unterschiedlichen Schnittflächenkenngrößen ist in Abbildung 26 dargestellt.

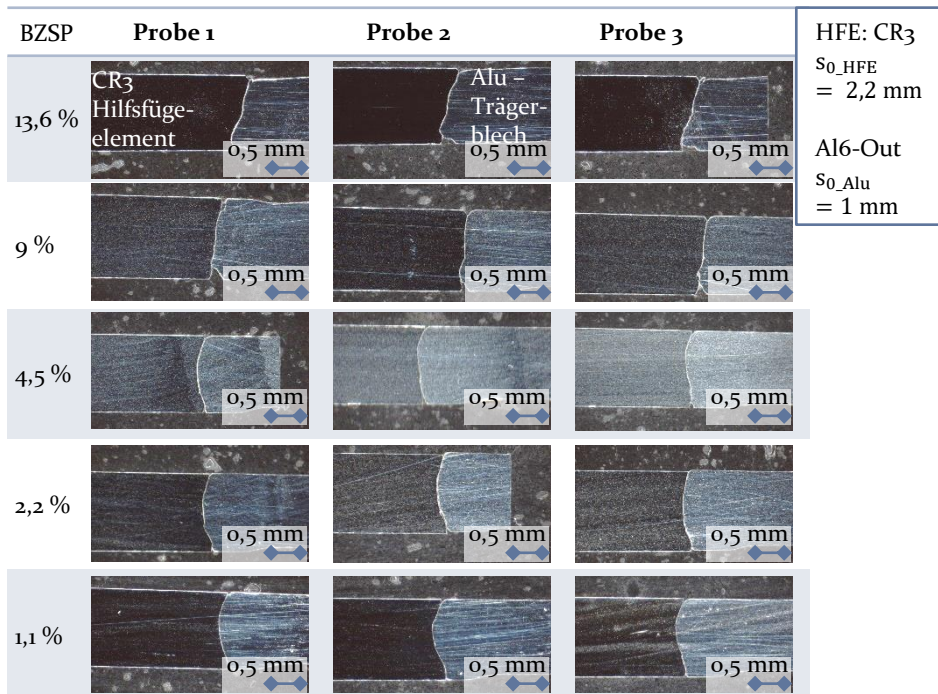


Abbildung 26: Gegenüberstellung Füge-/Kontaktzone anhand von Schlibbildern bei unterschiedlichen Schnittflächenkenngrößen der Hilfsfügeelemente

Allgemein geht aus der Gegenüberstellung hervor, dass die Wiederholbarkeit des Fügeprozesses auf hohem Niveau liegt, da die Kontaktzonen innerhalb der fünf analysierten Klassen unter den dargestellten Stichproben hohe Ähnlichkeit besitzen. Ebenso ist in allen Fällen festzustellen, dass bei dieser Auflösung keine Konturen der Schnittflächenkenngrößen an den Flanken des verpressten Hilfsfügeelementes in der Trennfuge zu erkennen sind. Nur bei den Hilfsfügeelementen des bezogenen Schneidspaltes von 13,5 % ist ansatzweise der abgewinkelte Bruchflächenbereich auf der Unterseite zu erkennen. Es ist zu registrieren, dass diese Hilfsfügeelemente das Vorloch mit Einsenkgeometrie im Aluminium am unvollständigsten ausfüllen. Auf der Aluminium-Blechunterseite sind folglich bei diesen Hilfsfügeelementen noch Restkavitäten zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech vorzufinden. Die ausgeformte Geometrie dieser eingeformten Hilfsfügeelemente ist „kelchförmig“ geartet. Die Hilfsfügeelemente, hergestellt mit den bezogenen Schneidspalten von 4,5 %, 2,2 % und 1,1 %, füllen hingegen die Kavität nahezu vollständig aus. Es bildet sich eine halbkreisförmige Kontaktzone aus, die annähernd symmetrisch zur Mittelebene geartet ist. Auch bei diesen kleinen bezogenen Schneidspalten ist zu vermerken, dass ein höherer Glattschnittanteil grundsätzlich zu einer tendenziell besseren Formausfüllung führt. Auffällig ist bei der Analyse der Kontaktzone, die sich bei den Hilfsfügeelementen mit dem bezogenen Schneidspalt von 9 % ausbildet, dass die Trennfuge nahezu senkrecht verläuft. Es bildet sich nur ein geringer Hinterschnitt aus, der kraftübertragend als Formschluss wirken kann. Auch die Formausfüllung liegt auf gleichem niedrigen Niveau, wie bei den Hilfsfügeelementen des bezogenen Schneidspaltes von 13,5 %. Das ist an den verbleibenden Kavitäten an der Blechunterseite und dem größeren Restspalt zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech auf der Blechoberseite zu erkennen. Ursache für diesen Trennfugenverlauf ist das Höhenverhältnis zwischen senkrecht verlaufendem Glattschnittanteil und dem sich anschließenden Bruchflächenanteil, der angewinkelt im Bruchflächenwinkel verläuft. Der Bruchflächenbereich ist bei den Elementen, die mit einem bezogenen Schneidspalt von 9 % hergestellt wurden, in Relation zum Bruchflächenbereich der Hilfsfügeelemente des 13,6 % bezogenen Schneidspaltes in der Höhe kleiner. Der Glattschnittanteil ist analog größer, wie aus Abbildung 22 hervorgeht. Das fehlende Material im Bruchflächenbereich, welches bei den Elementen des 13,6 % bezogenen Schneidspaltes zur Ausbildung der „Kelchform“ führt, ist bei den Elementen des 9 % bezogenen Schneidspaltes in größerem Volumen vorhanden. Dadurch resultiert ein höherer Materialfluss im Unterbereich, wodurch die Trennfuge einen senkrechten Verlauf annimmt. Bei weiterer Zunahme des Volumenanteils im Bruchflächenbereich wird dieser Materialflussanteil

weiter verstärkt, infolgedessen die beidseitige Hinterschneidung weiter ansteigt.

Mit den gewonnenen Erkenntnissen zum Einsatz von Hilfsfügeelementen mit unterschiedlichen Ausprägungen der Schnittflächenkenngrößen ist die Ableitung der dominierenden Wirkzusammenhänge möglich. Im Allgemeinen sind zwei wirkende Effekte zur Übertragung von Kräften in der Fügestelle abzuleiten. Zum einen beeinflussen die Form und der Grad der Hinterschneidung die resultierende Ausdrückfestigkeit. Zum anderen ist für die Höhe des Festigkeitsniveaus der resultierende Hilfsfügeelement-Durchmesser entscheidend, der ein Indiz für eine höhere plastische Dehnung und damit einhergehend eine höhere Verfestigung im Trägerblech ist.

Der Unterschied der Ausdrückfestigkeiten zwischen den Hilfsfügeelementen des bezogenen Schneidspaltes von 13,5 % und der Elemente der bezogenen Schneidspalte 4,5 % und 2,2 % ist auf die verschiedenen Niveaus der resultierenden Hilfsfügeelement-Außendurchmesser auf der Blechoberseite zurückzuführen. Trotz der kelchförmigen Geometrie der Hilfsfügeelemente beim bezogenen Schneidspalt von 13,5 %, die nach dem Effekt der Hinterschneidung zu hohen Festigkeiten führen, liegen die Festigkeiten unterhalb der Festigkeiten der Elemente des bezogenen Schneidspaltes von 4,5 % und 2,2 %, welche eine geringere Hinterschneidung in Ausdrückrichtung aufweisen. In diesem Fall führt das größere Hilfsfügeelement-Volumen der mit den kleineren bezogenen Schneidspalten hergestellten Elemente zu einem größeren resultierenden Hilfsfügeelement-Außendurchmesser. Das Vorloch im Aluminium-Trägerblech wird somit stärker plastisch umgeformt, was zu einer höheren Verspannung zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech führt. Dies deutet auf eine höhere Bindungswirkung des Kraftschlusses hin. Andererseits ist aus dem Vergleich der Ausdrückfestigkeiten der Hilfsfügeelemente der bezogenen Schneidspalte von 9 %, 4,5 % und 2,2 % die Wirkung der Hinterschneidung hervorzuheben. Die Hilfsfügeelemente des bezogenen Schneidspaltes von 9 % weisen einen nahezu senkrechten Trennfugenverlauf aus. Der resultierende Element-Außendurchmesser auf der Blechoberseite liegt auf gleichem Niveau wie der Durchmesser der Elemente der bezogenen Schneidspalte 4,5 % und 2,2 %. Die Ausdrückfestigkeiten der Elemente des bezogenen Schneidspaltes von 9 % sind jedoch unterhalb der Ausdrückfestigkeiten der anderen beiden Schneidspalt-Kategorien. Folglich führt die mangelnde Hinterschneidung (senkrechter Trennfugenverlauf) bei den Elementen des 9 % bezogenen Schneidspaltes trotz gleichem resultierendem Elementaußen-

durchmesser zu einem geringeren Festigkeitsniveau, welches sogar unterhalb der Festigkeit der Schneidspaltkategorie von 13,5 % liegt. Das geringere Hilfsfügeelement-Volumen und der größere Bruchflächenanteil führen also im Falle des bezogenen Schneidspaltes von 9 % zu einer geringeren Hinterschneidung bei gleichem resultierenden Hilfsfügeelement-Außendurchmesser und somit zu einer geringeren Ausdrückfestigkeit. Ein lokales Maximum in dieser Untersuchung ist somit mit den Hilfsfügeelementen des kleinsten bezogenen Schneidspaltes kombiniert mit einer vollständigen Formausfüllung und einer halbkreisförmigen Kontaktzone bzw. Hinterschneidung. Folglich wirken beide Effekte, Form und Grad der Hinterschneidung sowie der resultierende Hilfsfügeelement-Durchmesser, der die Wirkung des Kraftschlusses erhöht, als Bindemechanismus.

Aus den Analysen geht zusammenfassend hervor, dass zwei Effekte in der Kontaktzone zur Kraftübertragung dominant wirken. Neben der Form und dem Grad der Hinterschneidung ist zusätzlich die Verspannung zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech als Wirkmechanismus zu berücksichtigen. Die Schnittflächenkenngrößen beeinflussen dabei beide Effekte, da zum einen die Formausfüllung durch die Initialgeometrie und die Verspannung durch die mit den Schnittflächenkenngrößen einhergehende Volumenänderung der Hilfsfügeelemente bestimmt sind. Der Nachweis der Übertragbarkeit dieser Wirkmechanismen gelingt mit dem Verweis auf die Ergebnisse der Studie von MEINHARDT ET AL. [213] mit Hilfsfügeelementen des gleichen Werkstoffes, jedoch mit einer geringeren Ausgangsdicke von 2 mm. Die darin aufbereitete Erkenntnis, dass bei steigendem Glattschnittanteil die Verbindungsfestigkeit ansteigt, was vornehmlich auf den Volumenanstieg des Hilfsfügeelementes zurückgeführt wird [213], steht in guter Übereinstimmung mit den oben ausgeführten Erkenntnissen.

Für die weiteren Untersuchungen werden als Grundkonfiguration Hilfsfügeelemente verwendet, die mit einem bezogenen Schneidspalt von 4,5 % hergestellt wurden. Diese Elemente weisen gemäß den Analysen in diesem Abschnitt einen Glattschnittanteil auf, der im Mittel 50 % der gesamten Hilfsfügeelement-Höhe einnimmt. Der Bruchanteil fällt sehr gering mit 30 % aus und ist der idealen zylindrischen Form durch den geringen Bruchflächenwinkel ähnlich. Prozesstechnisch ist die Wahl dieses bezogenen Schneidspaltes als technisch umsetzbar unter Großserienbedingungen zu bewerten, da nur ein geringer Verschleiß der Schneidelemente und somit eine hohe Standzeit zu erwarten ist. Zur Gewährleistung der Übertragbarkeit der Erkenntnisse in die Praxis werden ferner die Hilfsfügeelemente in der numerischen Prozessmodellierung in Abschnitt 6 gemäß den erarbeiteten geometrischen Kennwerten dieser Grundkonfiguration modelliert.

5.2.2 Einsenken der beidseitigen Phase in das Trägerblech

Im Teilprozess Einsenken und Scherschneiden des Trägerblechs werden die Aluminium-Trägerbleche vorkonfektioniert. Zur Ausbildung eines Hinterschnittes zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech sowie zur Beeinflussung des Materialflusses im Stauchprozess werden im Loch-Prozess Einsenkenphasen am Lochrand eingebracht. Das Resultat des Einsenken- und Scherschneidprozesses ist exemplarisch in Abbildung 27 dargestellt.



Abbildung 27: Einsenken- und Lochgeometrie des Trägerblechs

Es ist darin die eingebrachte Einsenkenphase am Lochrand zu erkennen. Die Schnittfläche des Loches weist keine ausgeprägten Schnittflächenkenngrößen auf bzw. besteht nahezu aus 100 % Glattschnittanteil. In der Mikroskopaufnahme des Trägerblechlochrandes ist entlang der Kante des Glattschnittanteils anhaftender Flitter zu identifizieren. Die formlose [214] und „blättchenartige“ Struktur sowie die vom Grundmaterial abgesetzte Anhaftung stützt diese Charakterisierung. Als Beleg der Strukturcharakterisierung sind Detailaufnahmen der Schnittkante in Abbildung 28 eingefügt.

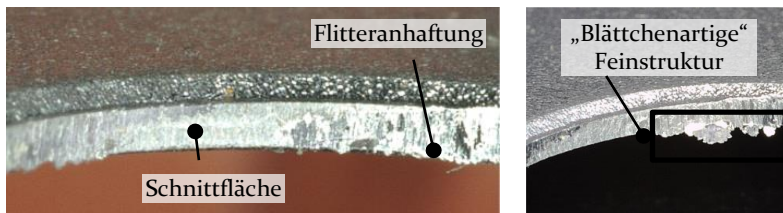


Abbildung 28: Flitteranhaftung an Schnittkante des Trägerblechs

Die Ursache der Flitterbildung ist in den geringen Spaltabmessungen des Niederhalterspaltes von 0,1 mm und des sehr geringen Schneidspaltes von 0,04 mm zu finden. Mit steigender Versuchsanzahl haften Aluminiumverschmierungen an der Schneidstempelantelfläche an, deren Dicke durch Aufschweißungen zunehmen und die durch Ablösen zu losem Flitter werden [112]. Durch die Relativbewegung und den Kontakt zum Trägerblech werden dabei Flitterblättchen unregelmäßig an der Schnittkante verpresst. Aufgrund der feinwandigen Struktur des Flitters wird jedoch davon ausgegangen, dass die anhaftenden Flitterelemente im weiteren Prozessablauf

keinen signifikanten Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit zwischen eingepresstem Hilfsfügelement und Trägerblech besitzen. Im metallographischen Schliff in Abbildung 29 sind die resultierende Einsenkgeometrie und die senkrechte Schnittfläche zu erkennen.

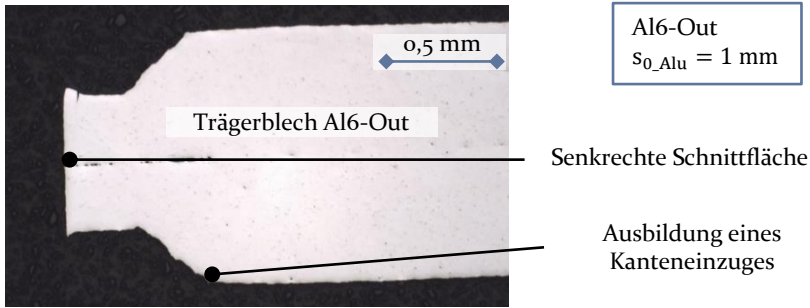


Abbildung 29: Metallographischer Schliff der Einsenkgeometrie

Am Übergang der Einsenkzone zum unbeeinflussten Werkstückbereich ist in Ansätzen ein Kanteneinzug zu erkennen. Dieser ist zum einen auf den Fertigungsradius der Einsenkgeometrie auf der Matrize, zum anderen auf den Werkstofffluss beim Einsenken zurückzuführen. Die Ursache für die ausbleibende Ausbildung der drei charakteristischen Schnittflächenbereiche, wie sie beim Scherschneiden der Hilfsfügelemente auftreten, ist auf die Kombination des Scherschneidprozesses mit dem Einsenkprozess zurückzuführen. Wie in Abschnitt 2.3.1 erwähnt, wird beim sogenannten Präge-Scherschneiden das Formänderungsvermögen durch das Einbringen der eingepprägten respektive eingesenkten Geometrie lokal reduziert [117]. Durch das Eindringen des Schneidstempels tritt plastisches Fließen in der verbleibenden Reststegzone des Trägerblechwerkstoffes auf. Aufgrund der durch den Einsenkprozess zuvor eingebrachten Kaltverfestigung im Reststeg ist das Formänderungsvermögen früher erschöpft als in einem ungeprägten Trägerblech. Es treten folglich Risse in der Scherzone auf. Da die Werkzeugelemente mit der Einsenkgeometrie während des fortschreitenden Scherschneidprozesses die Schneidmatrize und den Niederhalter bilden, wird das in dieser Schneidphase normalerweise auftretende Abknicken [117] des Trägerblechwerkstoffes verhindert. Dadurch wird der schräg verlaufende Rissfortschritt (Bruchwinkel) unterdrückt, infolgedessen eine senkrechte Schnittfläche, wie in Abbildung 27 zu erkennen ist, resultiert. Nachvollziehen lässt sich dieses Werkstückverhalten in der Einsenk- und Schneidzone in der stufenweisen Prozessdarstellung mittels Schliffbildern in Abbildung 30, welche auf den Materialfluss rückschließen lässt.



Abbildung 30: Stufenweise Darstellung des Einsenkprozesses mittels Schlibfbilder

Wie in der Momentaufnahme 1 in Abbildung 30 zu erkennen ist, werden in der ersten Phase die Geometrie des Niederhalters und der Matrize in das Trägerblech eingesenkt. Da in dieser Phase der erste Kontakt zwischen Werkzeugelement und Trägerblech auftritt, das Trägerblech aber noch nicht vollständig niedergehalten wird, tritt als Begleiterscheinung eine Verformung des Trägerblechs auf. Die Einsenkgeometrie wird ausgeprägter ausgeformt mit weiter senkendem Stößel, was in Momentaufnahme 2 zu registrieren ist. Der Beginn der zweiten Phase, die Scherschneidphase, ist in der Momentaufnahme 3 zu identifizieren. Wie beschrieben, führt das Eindringen des Schneidstempels zur senkrechten Werkstofftrennung im Reststeg und schließlich zur vollständigen Trennung des Ausschnittes, festzustellen in der Momentaufnahme 4. An dieser Stelle sei noch auf den an der rechten dargestellten Einsenkkante verbleibenden „Aluminiumrest“ hingewiesen. Aufgrund des größeren Niederhalterspales auf der Oberseite des Blechs in Kombination mit den Toleranzketten im Werkzeugzusammenbau sowie der in Phase 1 auftretenden Werkstückverformung deckt der Schneidstempel den Ausschnittanteil nicht vollständig ab. Dadurch kommt es vereinzelt zur Ausbildung bzw. zum Verbleib dieser Aluminiumreste.

Des Weiteren resultiert nach dem Scherschneidprozess am Trägerblech eine Durchwölbung des Werkstücks in der nahen Umgebung der Einsenk- und Scherschneidzone. Zur Visualisierung wurden dazu die Oberflächen der Trägerbleche im konfokalen Digitalmikroskop analysiert. Der Höhenunterschied zwischen Einsenkzonenbeginn und Position der z-Lagen Einstell-elemente wird zur Quantifizierung der Durchwölbung ermittelt. Die Ergebnisse sind in nachstehender Abbildung 31 dargestellt.

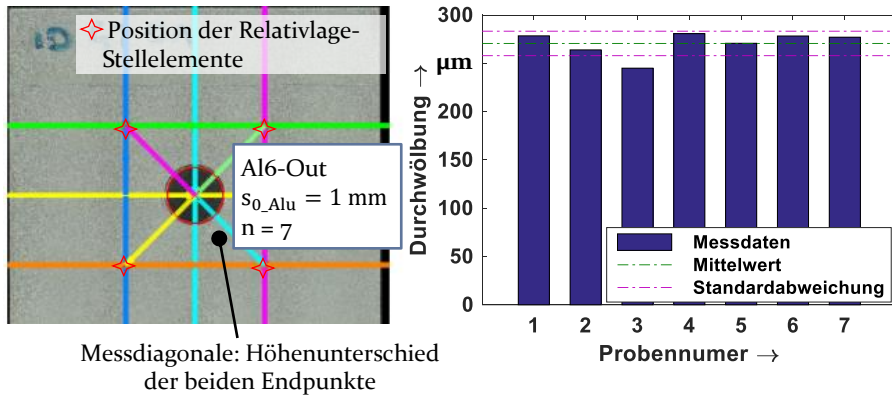


Abbildung 31: Messmethode zur Ermittlung der Durchwölbung des Trägerblechs

Über die sieben gemessenen Trägerbleche ergibt sich eine mittlere Durchwölbung von $270 \mu\text{m}$ mit einer Standardabweichung von $12,7 \mu\text{m}$. Die Ursache für das Auftreten der Durchwölbung liegt in dem Einsenken ohne Niederhalter und in der Belastung des Werkstücks durch den Schneidstempel in Stößelbewegungsrichtung.

Bei der Analyse der Werkstückeigenschaften des Trägerblechs ist aufgrund des Einsenkprozesses eine Kaltverfestigung des Trägerblechwerkstoffes in der Einsenkzone festzustellen. Zur Quantifizierung des Maßes der Kaltverfestigung wurden Mikrohärtemessungen nach dem Versuchsablauf in Abschnitt 4.3.1 an den Trägerblechen durchgeführt. Der Härteverlauf des Trägerblechs nach dem Einsenkprozess ist in Abbildung 32 dargestellt. Es ist festzustellen (Abbildung 32), dass der Einsenk- und Scherschneidprozess zu einer Kaltverfestigung im Reststeg führt. In dieser Zone werden Härtewerte von bis zu $136 \text{ HV } 0,01$ erzielt. Dies ist bei einer mittleren Ausgangshärte von $80 \text{ HV } 0,01$, gemessen mit einer ausreichend großen Distanz zur Einsenkzone (5 mm), eine Verfestigung um 170% . Der Vergleich der 2D-Darstellungen führt zum statistischen Nachweis der Kaltverfestigung. Das Maß der Verfestigung liegt mit bis zu $135 \text{ HV } 0,01$ im eingesenkten Bereich über alle drei Proben auf gleichem Niveau. Ebenso ist festzuhalten, dass die Ausdehnung des verfestigten Bereichs aufgrund des Einsenkprozesses reproduzierbar ist. Der Bereich, in dem ein um 170% höheres Festigkeitsniveau als die Ausgangshärte erreicht wird, erstreckt sich dabei in einem Umkreis von 2 mm vom Lochrand.

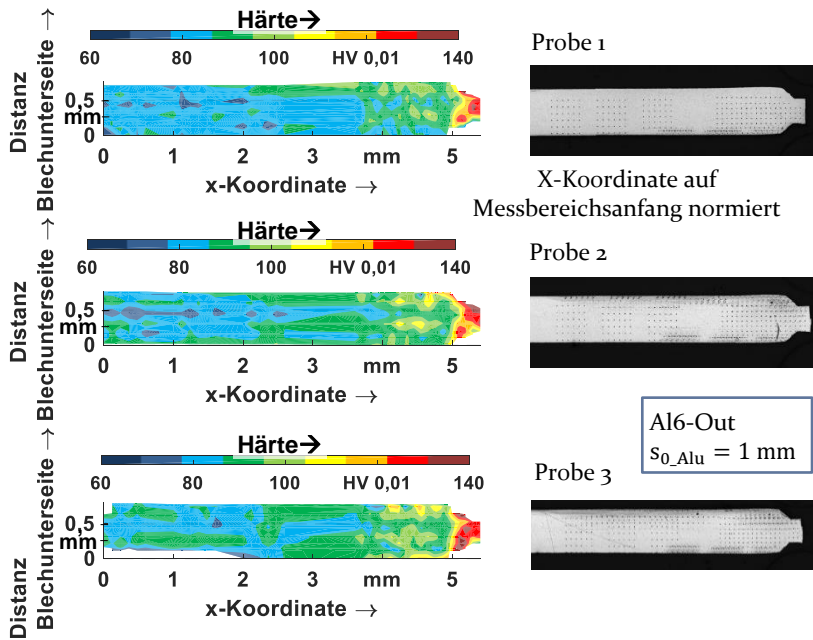


Abbildung 32: Vickers-Mikrohärteprüfung am Trägerblech

Die Entstehung der verfestigten Umformzone ist in der Mikroskopaufnahme mithilfe eines Polarisationsfilters im metallographischen Schliff nach der Ätzungsmethode nach Barker visualisierbar. Die resultierende Gefügestruktur ist dazu in Abbildung 33 dargestellt.

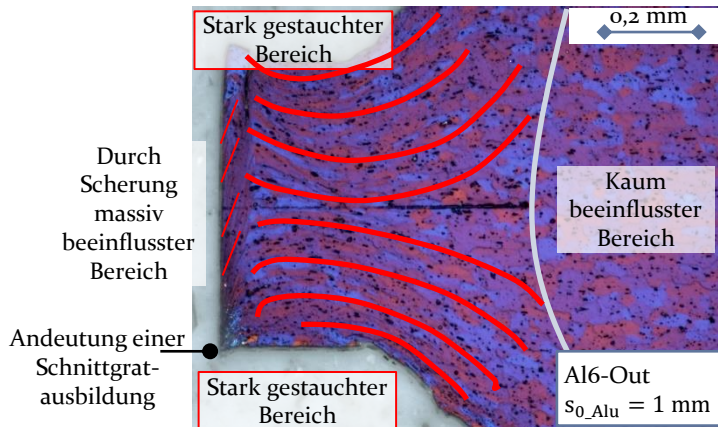


Abbildung 33: Metallographische Schliffdarstellung mit Polarisationsfilter und nach Barker-Ätzmethode

Darin sind grundlegend drei zu differenzierende Umformbereiche zu charakterisieren. Am rechten Bildrand läuft der Reststeg bzw. die Einsenkgeometrie aus. Dieser Bereich weist eine kaum veränderte Kornstruktur auf (vgl. Abbildung 3), was auf geringe Auswirkungen des Einsenk- und Scherschneidprozesses bei zunehmender Entfernung vom Lochrand hindeutet. Dieser Zusammenhang deckt sich mit den Ergebnissen der Kleinlasthärteprüfungen, da der verfestigte Bereich nur im Reststegbereich verortet ist. Daran angrenzend bildet sich eine Zone aus, die von stark gestauchten Körnern gekennzeichnet ist, die auf die eingebrachte Kaltverfestigung durch den Einsenkprozess hindeuten. Die Reduktion des Querschnittes um 60 % der Blechdicke führt in dieser Zone zu einer ausgeschöpften Formänderungsfähigkeit, infolgedessen die zuvor beschriebene Schnittflächenausbildung ausschließlich zur Glattschnittbildung führt. In direkter Umgebung des Lochrandes ist ein davon zu unterscheidender schmaler Bereich vorzufinden. Die Kornstruktur deutet im unteren Teil auf eine massive Scherung hin, die auf den Scherschneidprozess zurückzuführen ist. An der Unterkante führt dieser nach unten gescherte Bereich folglich zur Ausbildung des Schnittgrates, der trotz des einsenkenden Niederhalters sich auszubilden beginnt, jedoch auf einem vernachlässigbaren Niveau liegt.

5.2.3 Zusammenfassende Bewertung

Mit der Analyse der Werkstückeigenschaften der Hilfsfügeelemente und der Trägerbleche nach den Halbzeugherstellprozessen konnten die Ursache-Wirkungsbeziehungen zwischen den Prozessparametern und den resultierenden Werkstückeigenschaften erarbeitet werden. Die Wirkung der Werkstückeigenschaften auf die Wirkmechanismen in der Kontaktzone bzw. der Trennfuge wurde mittels metallographischer Analysen und Festigkeitsstudien herausgearbeitet. Dabei konnte die Kraftübertragung sowohl auf das Maß und die Form der Hinterschneidung in der Trennfuge, als auch auf die Verspannung und eingebrachte Verfestigung durch ein steigendes Hilfsfügeelement-Volumen im Rahmen der Schnittflächenanalysen zurückgeführt werden. Somit konnte die Wirkung der resultierenden makroskopischen Wirkfugegeometrie auf die Verbindungsfestigkeit als die Hauptübertragungskomponente klassifiziert werden. Der Einsenkprozess im Aluminium-Trägerblech führt zu einer Verfestigung im Reststeg und zu einem ausgeschöpften Formänderungsvermögen infolge des Einsenkprozesses. Durch den anschließenden Scherschneidprozess bildet sich an der Schnittkante aufgrund des ausgeschöpften Formänderungsvermögens eine nahezu vollständige Glattschnittfläche aus, die stellenweise von

Flitteranhaftungen gekennzeichnet ist. Die Kenntnis dieser Systemzustände bildet die Grundlage für die Analyse des Stauchprozesses, dem Kernprozess des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen. Denn diese Werkstückeigenschaften sind die initialen Zustände der Fügebestandteile, die durch den Stauchprozess verbunden werden. Sie beeinflussen maßgebend den Materialfluss.

5.3 Systemanalyse des Stauchprozesses

In diesem Abschnitt wird der Stauchprozess analysiert hinsichtlich der Veränderungen der Werkstückeigenschaften, der Prozesssteuerungsgrößen und der Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit. Auf Basis der Erkenntnisse wird ein Prozessmodell entwickelt, welches zur Auslegung des Stauchprozesses beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen herangezogen werden kann.

5.3.1 Materialfluss- und Verfestigungsanalyse

Die Zielstellung beim Kaltstauchprozess ist das Einformen der Hilfsfügeelemente in das vorkonfektionierte Trägerblech, sodass eine nahtlose, form- und kraftschlüssige Verbindungsstelle resultiert. Das Stauchen des Hilfsfügeelementes führt zu einer Höhenreduktion des Elementes bei einer gleichzeitigen radialen Vergrößerung, die von einem Ausbaueffekt des Hilfsfügeelementes begleitet ist. Aufgrund der Festigkeitsunterschiede zwischen dem Trägerblech und dem plastisch umgeformten Hilfsfügeelement wird bei zunehmendem Stauchgrad das Trägerblech ebenso plastisch umgeformt.

Zum experimentellen Nachweis des Materialflusses werden die Hilfsfügeelemente mit einer Nenndicke von 2,2 mm und einer Iststärke von 2,13 mm mit der Standardkonfiguration aus Abschnitt 5.1 und einer z-Lageneinstellung von 0,6 mm (0,55 mm berechnet nach (4) inklusive aus Vorversuchen ermittelter Offset von 0,05 mm) gestaucht. Zur Darstellung des Materialflusses des Hilfsfügeelementes und des Trägerblechs wurden zu drei unterschiedlichen Stoßstellungen der Stauchvorgang abgebrochen und die Proben metallographisch aufbereitet. Das Resultat ist in Abbildung 34 dargestellt, wobei nur die rechte Hälfte der rotationssymmetrischen Geometrie abgebildet ist. Diese Ergebnisse zum Materialfluss sind zudem von MEINHARDT ET AL. in [215] veröffentlicht, worin die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Verbindungsfestigkeit diskutiert werden. Das Ausbauchen des Hilfsfügeelementes in der frühen Phase des Stauchprozesses, wie es für

reibungsbefahenen Stauchbahnkontakt bekannt ist (vgl. Abschnitt 2.3.3), ist nicht abgebildet, da zu diesem Zeitpunkt noch kein Fügeverbund existiert und die Proben nur einzeln metallographisch analysiert werden können. Im Allgemeinen sind während des Stauchprozesses drei Materialflussarten zu identifizieren, die im Folgenden als primärer, sekundärer und tertiärer Materialfluss definiert werden.

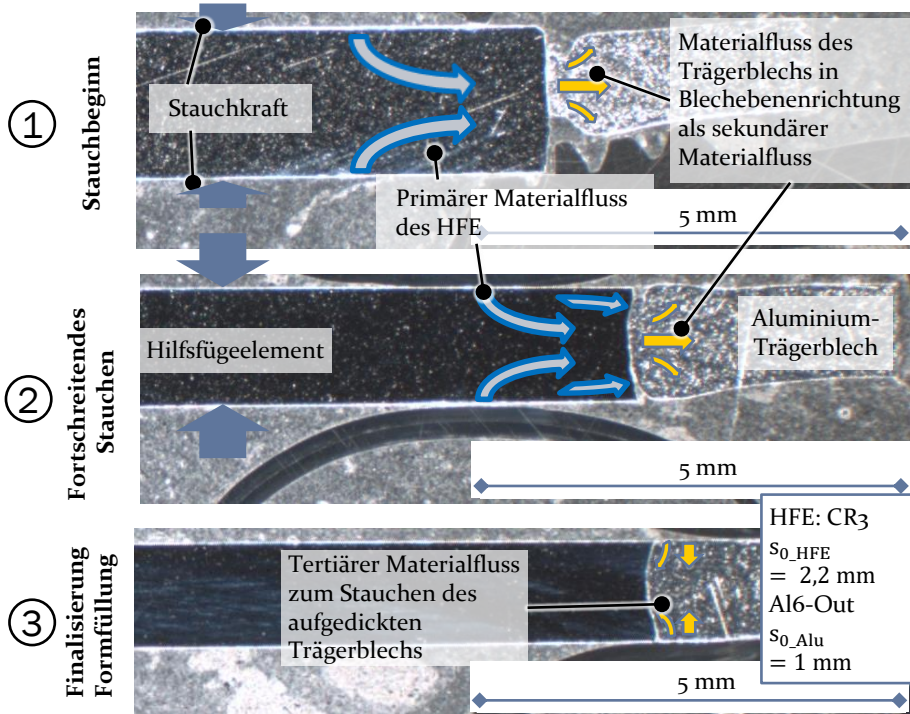


Abbildung 34: Materialflussdarstellung des Stauchprozesses

Im Phasenzustand 1 in Abbildung 34 ist im Hilfsfügeelement der primäre Materialfluss gekennzeichnet. Dieser primäre Materialfluss ist die Reaktion des Materials auf das absenkende Werkzeugoberteil und äußert sich in einer kontinuierlichen Reduktion der Elementdicke. Die Dickenabnahme ist aufgrund der in der Plastizitätstheorie [216] vereinbarten Volumenkonstanz von einem radialen Materialfluss begleitet. Mit zunehmender Stauchung vergrößert sich der Elementdurchmesser bis zu dem Schwellwert, ab dem das Hilfsfügeelement das Trägerblech im Reststegbereich kontaktiert. Ab diesem Kontakt wird ein sekundärer Materialfluss im Trägerblechmaterial induziert (vgl. Abbildung 34 Phase 1). Das Trägerblech wird infolgedessen in Blechebenenrichtung gestaucht. An dieser Stelle ist bereits zu erkennen, dass der verfestigte Reststegbereich (vgl. Abschnitt 5.2.2) einen Widerstand gegenüber dem radialen Materialfluss des Hilfsfügeelementes

bildet, was an dem „Einbauchen“ der Flanken des Hilfsfügeelementes zu registrieren ist. Gemäß den Erkenntnissen von MERKLEIN ET AL. [134] bildet der verfestigte Bereich des Trägerblechs erwartungsgemäß einen Materialflusswiderstand und stellt damit eine Möglichkeit dar, den Materialfluss gezielt zu steuern.

Mit zunehmender Stauchung (Phase 2) des Hilfsfügeelementes in Dickenrichtung und des Trägerblechs in Blechebenenrichtung resultiert eine Aufdickung des Trägerblechs im nahen Fügebereich. Der kleiner werdende Restspalt zwischen den Stauchbahnen führt zu einer Schließung bzw. Umhüllung der noch bestehenden Kavitäten zwischen Trägerblech und Hilfsfügeelement. Dabei beginnt der in Abschnitt 5.2.1 bereits als wesentlich klassifizierte Hinterschnitt sich auszubilden. Abschließend führt das bis auf den unteren Totpunkt fahrende Werkzeugoberteil zum tertiären Materialfluss, der als gesonderter Materialfluss aufgeführt wird, da eine Richtungsänderung des Materialflusses entsteht. Durch die in Phase 2 aufkommende Aufdickung des Trägerblechs im Kontaktbereich wird ein Werkzeug-Blech-Kontakt zwischen dem Trägerblech und der Stauchbahn initiiert. Dieser führt zu dem tertiären Materialfluss im Trägerblech, der zu einer Stauchung des Trägerblechs in Dickenrichtung führt. Es ist anzunehmen, dass der tertiäre Materialfluss, der im vergleichsweise weicheren Aluminiumwerkstoff vorherrscht, die noch verbliebenen Restkavitäten füllt. Der plastisch fließende Aluminiumwerkstoff wird dabei gegen den verfestigten Hilfsfügeelement-Werkstoff gepresst, wodurch zum einen eine weitere Verbesserung des Hinterschnitts, zum anderen eine weitere Erhöhung der eingebrachten Kaltverfestigung zu erwarten ist. Für das Fügeergebnis ist der tertiäre Materialfluss als förderlich für den Korrosionsschutz zu bewerten, da dieser wesentlich zum Schließen der oberflächennahen Restkavitäten beiträgt und somit das Eindringen eines Elektrolyten erschwert wird. Des Weiteren werden dadurch die Dickenunterschiede zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech in der Kontaktzone weiter angepasst, wodurch ein kontinuierlicher Übergang erzielt wird. Dies trägt ebenso zu einem verbesserten Korrosionsschutz bei, da der Kantenfluchteffekt entschärft wird. Für den Gesamtprozess sind diese Effekte insgesamt als qualitätsverbessernd zu bewerten.

Die erörterten Erkenntnisse beschreiben den Materialfluss während des Stauchprozesses und bilden damit das Grundverständnis für die Analyse der finalen Werkstückeigenschaften. Analog zu den Materialflussuntersuchungen des Einsenkprozesses belegen auch an dieser Stelle geätzte Schliffbilder des finalen gestauchten und eingeformten Hilfsfügeelementes die

Materialflusshistorie. Dazu dient die Schlifffdarstellung mit skizzierten Materialflusstrajektorien in Abbildung 35.

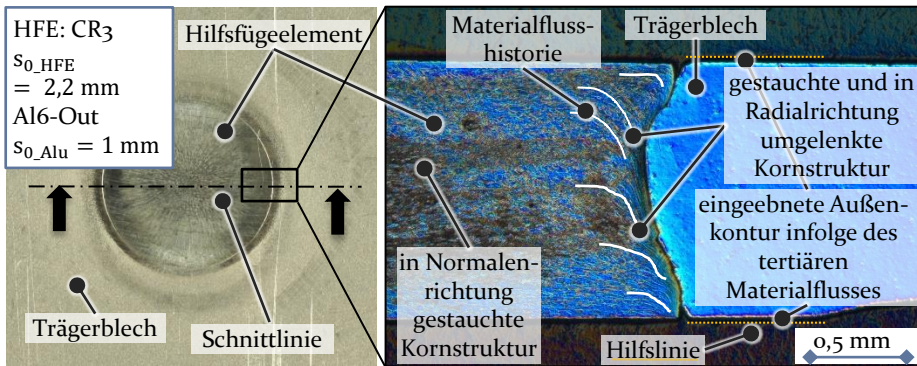


Abbildung 35: Visualisierung Materialfluss auf Basis der Kornstruktur und Außenkontur

In der Schlifffdarstellung ist im Mittelbereich die gestauchte Kornstruktur im Stahl-Hilfsfügeelement zu erkennen, welche auf den primären Materialfluss schließen lässt. In der Kontaktzone resultiert ein schmaler Bereich mit stark umgelenkten und in Radialrichtung gestauchten Körnern. Diese entstehen durch den wirkenden Fließwiderstand des verfestigten Aluminium-Trägerblechs im Reststegbereich. Die verformte Geometrie des Reststegbereichs im Trägerblech deutet auf den im Vorhinein definierten sekundären Materialfluss hin. In dem Bereich der Kavitäten, die durch das vorherige Einsenken der Reststeggeometrie den notwendigen Raum zur Ausbildung des Hinterschnitts zur Verfügung stellen, kann hingegen das Material des Hilfsfügeelementes nahezu ungehindert fließen. Der radiale Materialfluss wird in diesen Bereichen nur geringfügig durch den Widerstand des Aluminium-Reststeges im Mittelbereich beeinflusst, was mit der nach unten geneigten Kornstruktur im Stahlelement bewiesen ist. Das Hilfsfügeelement-Material fließt folglich in diesen Bereichen einen weiteren radialen Weg, was zum Ausformen der Kavitäten und zu der Bildung der hinterschnittigen Trennfugengeometrie führt. Auch die Wirkung des tertiären Materialflusses, die im trennfugennahen Bereich zum Stauchen des aufgedickten Trägerblechs in Blechdickenrichtung führt, ist in der Schlifffdarstellung zu identifizieren. An der Unterkante des Trägerblechs im nahen Bereich der Trennfuge ist aus dem Vergleich der Außenkontur mit den eingefügten Hilfslinien (vgl. Abbildung 35) eine nahezu waagrechte Außenkontur zu vernehmen. Diese steht im Widerspruch zum Aufdicken des Trägerblechs in Phase 2 (vgl. Abbildung 34) infolge des induzierten sekundären Materialflusses, welches mit einem Ausbauchen in Blechdickenrichtung verbunden ist. Dieser Widerspruch ist nur mit der Anwesenheit

des tertiären Materialflusses zu lösen, der das Trägerblech in der finalen Stauchphase des Hilfsfügeelementes ebenso in Dickenrichtung staucht.

Das Einformen des Hilfsfügeelementes in das Trägerblech führt aufgrund der plastischen Umformung zu einer Kaltverfestigung sowohl im Stahl-Hilfsfügeelement als auch im Aluminium-Trägerblech gemäß den herausgearbeiteten drei charakteristischen Materialflüssen. Um das Niveau der Kaltverfestigung zu ermitteln, wurde die Mikrohärtigkeit an den Proben der z-Lageneinstellung von 0 mm ermittelt. Die Verteilung der Mikrohärtigkeit ist in Abbildung 36 dargestellt.

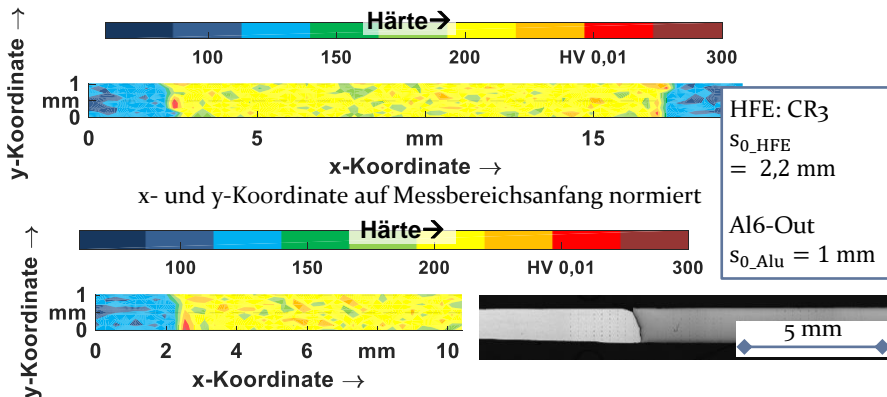


Abbildung 36: Härteverlauf im Verbund aus Trägerblech mit eingepresstem Hilfsfügeelement

In Referenz zur Grundhärte des Aluminium-Trägerblechs von 80 HV 0,01, die durch den Einsenkprozess auf bis zu 136 HV 0,01 erhöht wurde, ist in der Härteverteilung im Trägerblech nach dem Stauchprozess des Hilfsfügeelementes eine maximale Härte von bis zu 148 HV 0,01 festzustellen. Diese ist allerdings nur im sehr nahen Bereich an der Trennfuge zu ermitteln. Der Einstauchprozess des Hilfsfügeelementes von 2,13 mm Ausgangsdicke führt folglich zu einem Härteanstieg von 108,8 % im Trägerblech bezogen auf den Initialzustand vor dem Stauchprozess. In einer Distanz von 2,5 mm von der Trennfuge entfernt ist weiterhin eine Härte von 125 HV 0,01 festzustellen. Die Härteverteilung im Hilfsfügeelement ist als eine homogene Härteverteilung zu charakterisieren, die im Bereich 180 HV 0,01 bis 207 HV 0,01 schwankt. Zur Trennfuge hin werden Werte von bis 278 HV 0,01 erreicht. Im Mittel weist das Hilfsfügeelement aus CR3 mit der Dicke 2,13 mm eine Grundhärte von 125 HV 0,01 auf. Dies bedeutet einen maximalen Härteanstieg im Hilfsfügeelement um 222,4 %, der allerdings nur direkt an der Trennfuge resultiert. Im mittleren Bereich des Hilfsfügeelementes, in dem hauptsächlich die Höhenreduktion vorherrschend ist,

wird die Härte um 160 % erhöht. Insgesamt entsprechen die Ergebnisse den nach der Materialflussanalyse zu erwartenden Härteverteilungen. Der primäre Materialfluss im Hilfsfügeelement führt zum Anstieg der Grundhärte im gesamten Hilfsfügeelement. Im Bereich der Trennfuge, in dem der verfestigte Reststeg des Trägerblechs verformt wird, und somit ein Widerstand gegenüber dem Materialfluss entsteht, werden höchste Härtewerte sowohl im Hilfsfügeelement als auch im Trägerblech erreicht. Der sekundäre und tertiäre Materialfluss führen darüber hinaus auch zum moderaten Härteanstieg im Trägerblech in dem trennfugennahen Bereich.

5.3.2 Bewertung der Einflussgrößen und Fokus z-Lagen Einfluss

Im vorangegangenen Abschnitt wurde auf Basis der Materialflussanalysen herausgearbeitet, dass die Gestalt der sich ausbildenden Trennfuge, welche in Abschnitt 5.2.1 als das wesentliche Element zur Kraftübertragung identifiziert werden konnte, durch den Materialfluss gesteuert werden kann. Dadurch, dass der verfestigte Reststegbereich des Aluminium-Trägerblechs den Widerstand gegenüber dem radialen Materialfluss formt, entsteht der im Folgenden beschriebene Effekt. Das Eindämmen des radialen Materialflusses in der Mittelebene des Hilfsfügeelementes bzw. im Kontaktbereich des Trägerblechs und Hilfsfügeelementes führt zu einer Steigerung des radialen Materialflusses im oberen und unteren Randbereich. Infolgedessen resultiert eine verstärkte Ausbildung der gewünschten hinterschnittigen Formschlussgeometrie im Randbereich bzw. an der Blechober- und -unterseite. Dieser Zusammenhang bildet die Grundlage für die gezielte Formschlussausbildung. Durch die initiale Relativposition von Hilfsfügeelement zu Trägerblech können die Materialflussbehinderung im Mittelbereich und die Materialflussumlenkung in die Randbereiche ausgenutzt werden, um den Grad des Hinterschnittes sowie die Gestalt der Trennfuge zu beeinflussen.

Zum Nachweis des Einflusses der z-Lageneinstellung auf die Formausbildung und damit gekoppelt die Verbindungsfestigkeit werden im Folgenden die Maximaleinstellungen der z-Lage analysiert und mit den bisher erarbeiteten Einflussfaktoren quantitativ verglichen. Hierzu werden gefügte Proben mit der minimalen möglichen z-Lage (0 mm) und der maximal sinnvollen z-Lage (2,1 mm) analysiert. Die erzielbaren Ausdrückfestigkeiten sind in Abbildung 37 einschließlich der resultierenden Trennfugegeometrie in metallographischen Schlibfbildern dargestellt.

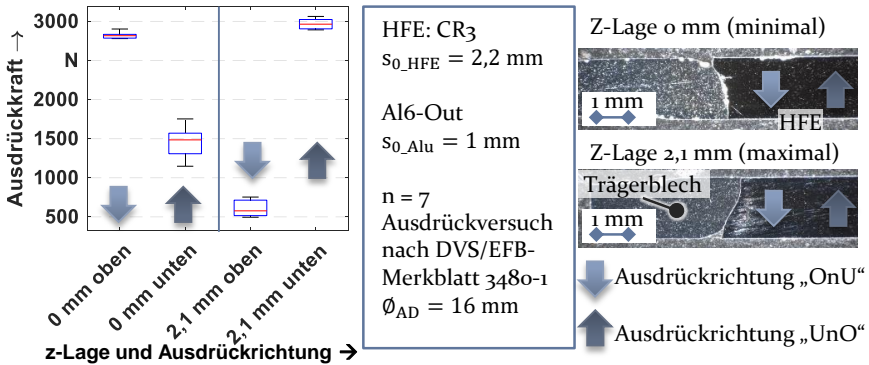


Abbildung 37: Ausdrückfestigkeiten bei minimaler und maximaler z-Lageneinstellung

Gemäß den Erkenntnissen der Materialflussanalysen aus Abschnitt 5.3.1 führt die veränderte initiale Relativlage des Trägerblechs zum Hilfsfügeelement zu einem klar differenzierbaren Fügeergebnis. Bei einer z-Lage von 0 mm, d. h. beide Fügepartner liegen auf der Werkzeugoberfläche des Werkzeugunterteils auf, bildet sich der folgende Trennfugenverlauf aus. Im unteren Bereich resultiert ein nahezu senkrechter Trennfugenverlauf. Hingegen formt sich im oberen Bereich ein weit ausgedehnter Hinterschnitt aus. Der Erstkontakt zwischen dem sich radial ausbreitenden Hilfsfügeelement und dem verfestigten Reststegbereich findet folglich im unteren Drittel statt. Dort wird der radiale Materialfluss behindert. Im oberen Drittel hingegen entsteht ein ungehinderter bzw. ein durch die untere Behinderung gesteigerter radialer Materialfluss, was zu einem höheren Hilfsfügeelement-Durchmesser auf der Oberseite führt. Bei der maximalen z-Lageneinstellung von 2,1 mm ist die Umlenkung und Behinderung des radialen Materialflusses invers geartet.

Die erzielbaren Festigkeiten der auf diese Weise eingeformten Hilfsfügeelemente folgen unterdessen den in Abschnitt 5.2.1 ausgearbeiteten Wirkzusammenhängen. Bei Belastung der Elemente in die Ausdrückrichtung, gegen diese der höhere Formschlussanteil den Widerstand gegenüber dem Auslösen bewirkt, werden mittlere Ausdrückfestigkeiten von bis zu 2965 N erzielt. Die Ausdrückfestigkeiten in diese Belastungsrichtung weisen zudem eine geringere Standardabweichung von 42 N bzw. 67 N auf, im Vergleich zu den Vergleichswerten der umgekehrten Ausdrückrichtung von 202 N bzw. 108 N. In der Ausdrückrichtung, entgegen der Wirkung des Formschlusses, liegen die Festigkeitswerte bei der minimalen z-Lage bei 1456 N und bei der maximalen z-Lage bei 602 N. Die auftretende größere Streuung der Ausdrückfestigkeiten in den zweitgenannten Fällen deutet

auf die Wirkung des Kraftschlusses sowie auf auftretende Mikroform-schlüsse in dem senkrechten Trennfugenverlauf hin. Da dieser Kontaktbereich den Großteil der Haltekraft bei dieser Belastungsrichtung verursacht, und makroskopisch kein Formschluss zu identifizieren ist, ist davon auszugehen, dass hier die Reibkräfte infolge der Verspannung sowie die Formschlussanteile im Mikrobereich entgegen dem Herauslösen wirken. Letztere sind vor Auslösung durch plastische Umformung und Mikrobrüche aufzulösen, liegen aber aufgrund der Hinterschneidung im Mikrogrößenbereich auf deutlich herabgesetztem Festigkeitsniveau. Die geringen erzielbaren Festigkeiten durch diese wirkende Schlussart bestätigen die Erkenntnis, dass der makroskopische Formschluss als der wesentliche Wirkmechanismus zur Verbindungsfestigkeit zu klassifizieren ist.

Zur Bewertung der bisher erarbeiteten Einflussgrößen werden die Effekte auf die Verbindungsfestigkeit aus den Abschnitten 5.2 und 5.3 zusammengetragen. Hierzu werden in Abbildung 38 analog zur Einflussermittlung der z-Lage die mittleren Festigkeitswerte bei der Maximal- und Minimaleinstellung des Prozessparameters gegenübergestellt.

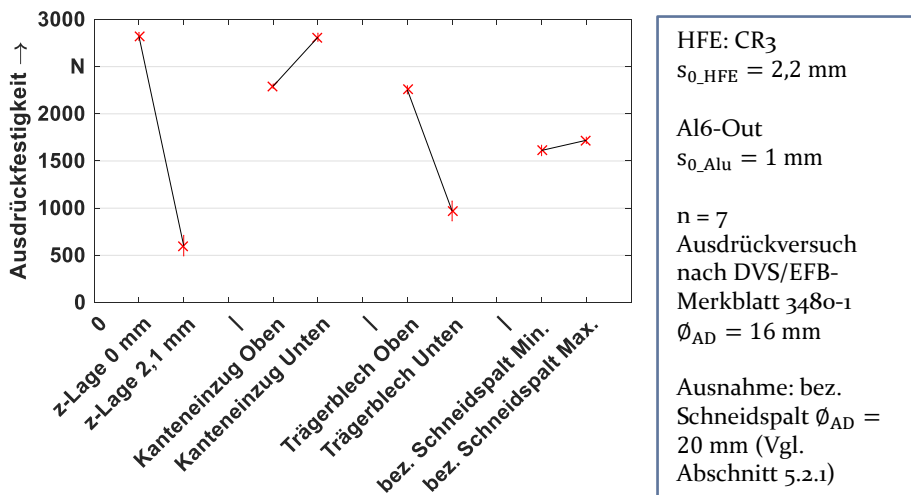


Abbildung 38: Bewertung der Einflussfaktoren auf die Verbindungsfestigkeit

Ergänzt werden diese um zwei Versuchsreihen zu den getroffenen Einschränkungen der Positionierung in Abschnitt 5.1. Der Einfluss der Einschränkung der Kanteneinzugs-lage (oben oder unten) sowie der Einfluss der Trägerblech-orientierung (oben oder unten), auch vor dem Hintergrund der in Abschnitt 5.2.2 ermittelten Durchwölbung des Trägerblechs, werden in die Bewertungslogik mitaufgenommen.

Aus dem Diagramm geht hervor, dass die z-Lageneinstellung in den gewählten Wertgrenzen den signifikantesten Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit besitzt. Bei einer Spannweite von 2218 N stellt diese Einflussgröße die bedeutendste Steuergröße zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit dar. Die in Abschnitt 5.2 analysierten Einflussfaktoren der Schnittflächenkenngrößen beeinflussen die Verbindungsfestigkeit nur in geringerem Maße. Der Festigkeitsunterschied durch die unterschiedlichen Schnittflächen liegt bei 107 N. Die zwei zur Ergänzung eingefügten Positionierungsfaktoren verursachen einen Festigkeitsunterschied, der mit dem Einflussniveau der z-Lageneinstellung vergleichbar ist. Die Ursache dafür ist auf die Beeinflussung des Materialflusses durch diese Parameter zurückzuführen. Der Materialfluss wird in diesen beiden Fällen signifikant beeinflusst, aufgrund der Wirkung des Trägerblechs als Materialflusshindernis. Die eingesenkte Geometrie stellt einen Widerstand gegenüber der radialen Ausbreitung des Hilfsfügeelementes dar. Folglich werden, je nachdem in welcher Höhe der Auftreffpunkt zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech-Schnittkante angeordnet wird, die Materialflussanteile der Ober- und Unterseite aufgeteilt. Davon abhängig resultieren verschiedene Hinterschnittgeometrien, die somit zu signifikant unterschiedlichen Festigkeitsniveaus führen. Die Wirkung dieser beiden Einflussfaktoren bekräftigt die Bewertung der Relativlage als entscheidender Einflussfaktor, da darüber der Materialfluss vornehmlich gesteuert wird. Die Effekte der Einflussgrößen auf die Verbindungsfestigkeit sind in Tabelle 3 zusammengetragen.

Tabelle 3: Bewertung der Effekte der Einflussfaktoren (+++ sehr hoch, ++ hoch, + mittel)

Einflussfaktor	Effektbewertung auf Verbindungsfestigkeit	Ursache
z-Lage	+++	Anordnung des Trägerblechs als Fließwiderstand gegenüber radialem Materialfluss des HFE
Orientierung HFE	++	Anordnung des umzuformenden Volumens zur Materialflussbeeinflussung und Verschiebung des Auftreffpunktes zur Materialflussumlenkung
Orientierung Trägerblech	++	Aufgrund der Trägerblechdurchwölbung Verschiebung des Auftreffpunktes zur Materialflussumlenkung
Bezogener Schneidspalt	+	Veränderte HFE-Volumen einschließlich Volumenverteilung infolge von Schnittkantenkontur sowie Mikroformschlüsse

Aufgrund der dargelegten Erkenntnisse zur Ursache-Wirkungskette zwischen Materialflusssteuerung und Verbindungsfestigkeit sowie der Identifikation des z-Lageneinflusses als den signifikanten Einflussfaktor auf die Verbindungsfestigkeit wird im Folgenden ein Prozessmodell entwickelt, das die Bestimmung der z-Lage für eine symmetrische Ausformung ermöglicht. Um den Zusammenhang der z-Lage und der Verbindungsfestigkeit in feinerer Abstufung zu ermitteln, wird zunächst eine Überarbeitung des Stauchwerkzeuges durchgeführt. Da der z-Lagenparameter einen signifikanten Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit verursacht, ist eine exakte Einstellmöglichkeit am Prozesswerkzeug elementar. Um dieser Forderung gerecht zu werden, werden die z-Lagenelemente in die untere Werkzeugplatte versenkt. Ein Gleitschlitten, durchgehärtet auf 58 HRC, der den Stauchamboss umfasst, wird in die Werkzeugplatte eingesenkt und liegt auf der Unterseite auf den z-Lagenstellelementen auf. Auf diese Weise werden die Führungen der Stellelemente aus dem oberflächennahen Bereich, in dem hohe Schubspannungen wirken, versetzt. Die Schubspannungen werden so über den durchgehärteten Gleitschlitten in das Werkzeug abgeleitet. Der zweite wesentliche Vorteil der Werkzeugumgestaltung ist die Einstellmöglichkeit der z-Lage, da auf diese Weise ein direktes Referenzieren zur Werkzeugoberfläche mit der Tiefenmesslehre möglich ist. Somit ist theoretisch eine z-Lageneinstellung auf 0,01 mm Genauigkeit möglich. In Abbildung 39 ist das überarbeitete Werkzeugkonzept dargestellt.

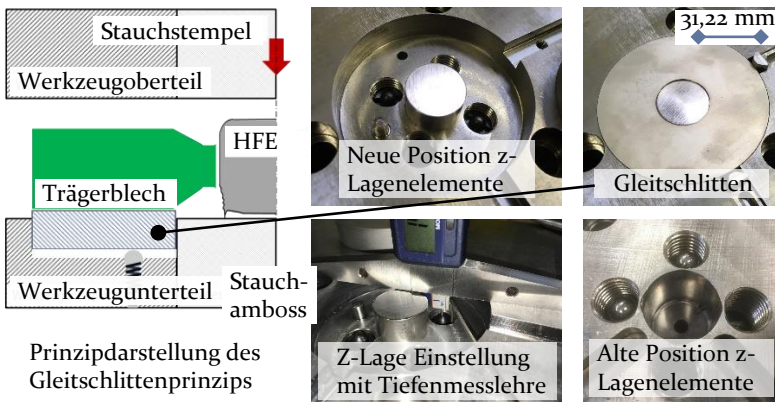


Abbildung 39: Überarbeitetes Werkzeugkonzept zur verbesserten Einstellung der z-Lage

Zum Nachweis, dass die Überarbeitung des Werkzeuges zu keiner Verfälschung der Festigkeitswerte führt, wurde eine Versuchsreihe mit den gleichen Prozessparametereinstellungen gefertigt und zerstörend geprüft. Die Festigkeitswerte sind in Abbildung 40 gegenübergestellt.

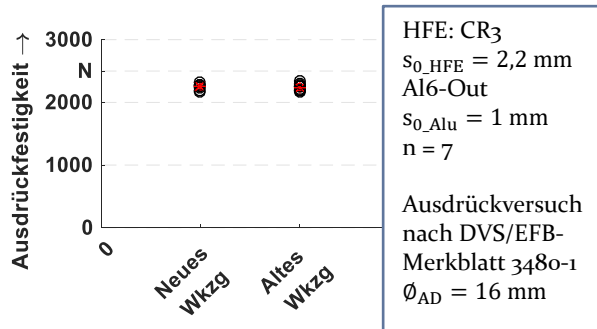


Abbildung 40: Gegenüberstellung der erzielbaren Festigkeitswerte der beiden Werkzeugkonzepte

Die mittlere erzielbare Ausdrückfestigkeit liegt auf gleichem Niveau von 2244 N (alt) bzw. 2248 N (neu). Tendenziell ist mit dem überarbeiteten Werkzeugkonzept eine geringere Streuung erzielbar, die bei dem neuen Konzept bei 53,6 N und bei dem alten bei 56,6 N liegt. Ein p-Wert von 0,56 als Ergebnis des t-Tests auf dem Signifikanzniveau von 0,05 bestätigt, dass keine Anzeichen eines signifikanten Unterschiedes der Festigkeitswerte vorliegen. Somit kann im Weiteren eine exaktere Einstellung der z-Lage vorgenommen werden, ohne dass durch die Veränderung im Werkzeugkonzept Verschiebungen in den Festigkeitswerten auftreten.

5.3.3 Herleitung des z-Lagenmodells

Zur detaillierten Analyse des Einflusses der z-Lageneinstellung auf die Verbindungsfestigkeit werden Hilfsfügeelemente aus dem Werkstoff CR₃ mit der Iststärke von 2,13 mm bei verschiedenen z-Lagewerten verpresst. Die resultierenden geometrischen Abmessungen Restdicke und Hilfsfügeelement-Durchmesser werden mittels des konfokalen Digitalmikroskops und in den angefertigten metallographischen Schliffen bestimmt. Anschließend werden die erzielbaren Festigkeiten im Ausdrückversuch ermittelt. Zum Nachweis der Ursachen für den Festigkeitsanstieg werden Kleinlasthärteprüfungen durchgeführt und die resultierenden Hinterschneidungen im Schliff analysiert. Die z-Lageneinstellungen werden um den berechneten Wert aus Gleichung (4) von 0,55 mm ausgehend von 0,45 mm in 0,05 mm Abstufungen bis auf 0,75 mm variiert. Die geometrischen Kenngrößen der ausgeformten Hilfsfügeelemente sind in Abbildung 41 zusammengefasst.

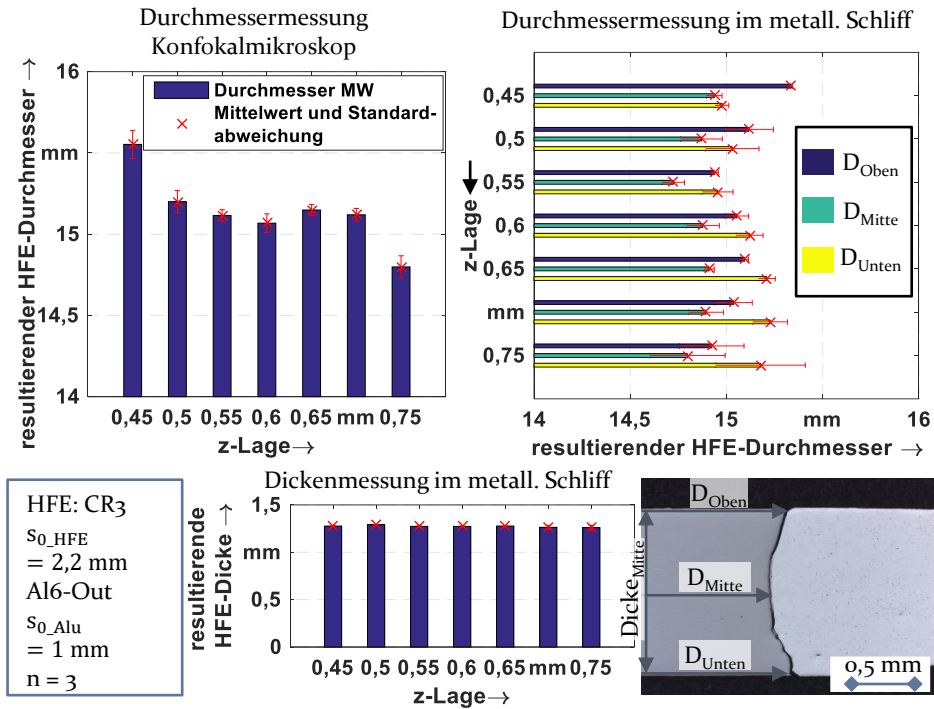


Abbildung 41: Geometrische Abmessungen der resultierenden Fügestellen

Die resultierenden Durchmesser wurden nach zwei Methoden ermittelt. Um den Versuchsaufwand bei der Schliffanfertigung gering zu halten, wurde eine Zielpräparation auf wenige 0,01 mm vermieden. Auf diese Weise kann jedoch nicht ausgeschlossen werden, dass die Mittelebene mit dem größten Durchmesser nicht im Schliffbild vorliegt. Aus diesem Grund sind die Messwerte zusätzlich mit denen des Konfokal-Mikroskops ergänzt. Aus der Analyse des Durchmessers auf der Oberseite des Trägerblechs ist eine Abnahme des Durchmessers mit steigender z-Lage zu verzeichnen. Analog dazu ist auf Basis der Schliffergebnisse ein Anstieg des Durchmessers auf der Unterseite festzustellen. Die mittlere Restdicke des eingepressen Hilfsfügeelementes liegt über allen z-Lageneinstellungen auf gleichem Niveau von 1,28 mm. Demzufolge ist die Verteilung des umgeformten Volumens in radialer Richtung zu finden und äußert sich in unterschiedlichen Hilfsfügeelement-Durchmessern.

Die erzielbaren Ausdrückfestigkeiten ermöglichen die Diskussion der Wirkung der z-Lage auf die Verbindungsfestigkeit vor dem Hintergrund der erzielten geometrischen Abmessungen. Hierzu sind in Abbildung 42 die ermittelten Ausdrückfestigkeiten bei einer Ausdrückbelastung OnU ein-

schließlich der resultierenden Trennfugengestalt aufgetragen. Die ermittelten Ausdrückfestigkeiten bei den z-Lageneinstellungen 0,45 mm, 0,55 mm, 0,65 mm und 0,75 mm wurden zudem in [215] von MEINHARDT ET AL. genutzt, um die Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit durch die Relativlagenposition zu diskutieren.

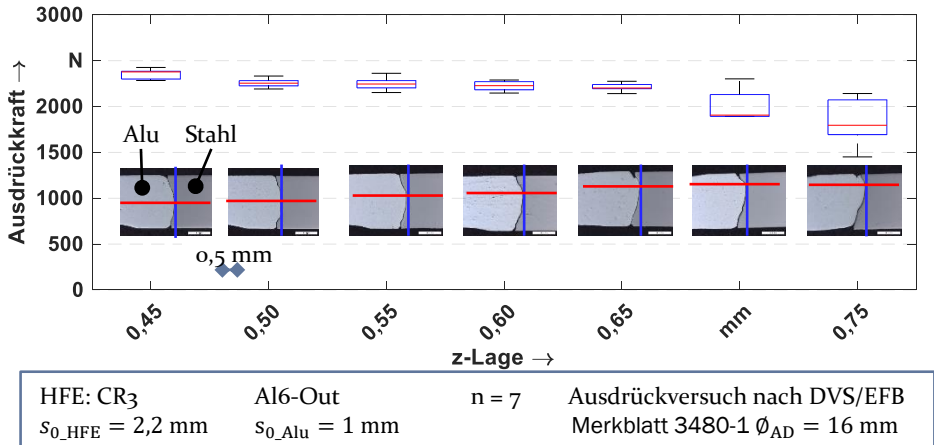


Abbildung 42: Erzielbare Ausdrückfestigkeiten bei unterschiedlichen z-Lageneinstellungen

Die höchsten Verbindungsfestigkeiten in den gewählten Parametergrenzen werden mit der z-Lage von 0,45 mm erreicht. Bei dieser Relativlage liegen die Festigkeiten im Mittel bei 2353 N. Eine Erhöhung der z-Lage um 0,05 mm führt zu einer Reduktion der Ausdrückfestigkeit um 96 N auf einen Mittelwert (MW) von 2257 N. Bei den z-Lagen 0,5 mm bis 0,65 mm verringert sich die Abnahme deutlich auf unter 20 N bzw. 10 N. Die Mittelwerte liegen bei 2247 N, 2221 N und 2210 N. Erst ab einem z-Lagenwert von 0,7 mm reduziert sich die Verbindungsfestigkeit wieder deutlicher auf 2004 N bzw. bei 0,75 mm auf 1841 N. Ebenso ist hervorzuheben, dass die Standardabweichungen bei den beiden zuletzt gewählten z-Lagen deutlich ansteigen, nämlich von ca. 60 N auf ca. 250 N. Die Ergebnisse einer einfaktoriellen ANOVA auf einem Signifikanzniveau von 0,05 sind in Abbildung 43 dargestellt. Grün markierte Felder charakterisieren eine Faktorstufe, die zu keinen signifikant unterschiedlichen Festigkeitswerten im Vergleich zu der in der Spalte gelisteten z-Lageneinstellung führt. Bspw. sind die erzielbaren Festigkeitswerte der z-Lagenstufe von 0,45 mm nicht signifikant unterschiedlich zu der z-Lagenstufe 0,5 mm und 0,55 mm, hingegen zu den z-Lagenwerten 0,6 mm, 0,65 mm, 0,7 mm und 0,75 mm schon. Die Ergebnisse unterstreichen, dass die Festigkeiten im mittleren gewählten z-La-

genbereich keine signifikanten Unterschiede aufweisen. Am Rand des analysierten z-Lagenbereichs sind hingegen signifikante Unterschiede zu ermitteln.

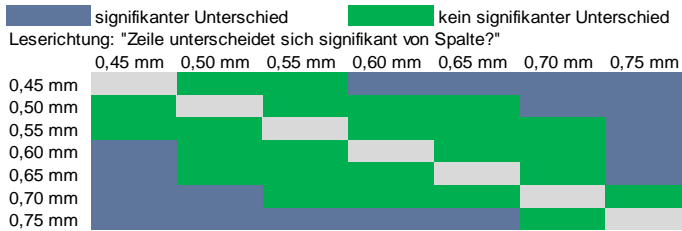


Abbildung 43: Ergebniszusammenfassung der durchgeführten einfaktoriellem ANOVA auf einem Signifikanzniveau von 0,05

Das „Rutschen“ der grünen Felder mit steigenden z-Lagenwerten nach rechts ist als ein Prozessband zu interpretieren, innerhalb dieses vergleichbare Festigkeitsniveaus erzielbar sind. Es kann zur Definition der zulässigen Toleranzen der z-Lage herangezogen werden.

Das vergleichbare Verbindungsfestigkeitsniveau im mittleren Bereich der z-Lagenwerte zeichnet sich zudem in den geometrischen Kenndaten aus Abbildung 41 ab. Denn die resultierenden Hilfsfügeelement-Durchmesser, gemessen auf der Blechoberseite, liegen bei diesen Proben auf einem ähnlichen Niveau von $\pm 0,06$ mm. Tendenziell ist mit steigender z-Lage eine Abnahme des Hilfsfügeelement-Durchmessers auf der Blechoberseite zu verzeichnen, die sich auch in der Abnahme der Verbindungsfestigkeit von 0,5 % je 0,05 mm Erhöhung abzeichnet. Der geringere Hinterschnittanteil, der vornehmlich über den Hilfsfügeelement-Durchmesser auf der Blechoberseite, aber auch in dem markierten Volumenanteil in den Schlibbildern in Abbildung 42 festzustellen ist, führt zu einer Abnahme der Verbindungsfestigkeit in die gewählte Ausdrückrichtung bei einer Erhöhung der z-Lage. Diese fundamentale Erkenntnis steht mit den bisherigen Ergebnissen aus der Materialflussanalyse in Abschnitt 5.3.1 in Einklang. Durch die Relativlagenfestlegung in Form des z-Lagenparameters wird der verfestigte Reststegbereich des Trägerblechs so positioniert, dass die radiale Ausbreitung des Hilfsfügeelementes beeinflusst wird. Dies führt wiederum zu einer gezielten Ausformung des Hinterschnittanteils in den Bereichen, in denen die Einsenkavitäten den radialen Materialfluss des Hilfsfügeelementes nicht behindern. Im Detail bedeutet dies, dass eine z-Lage auf dem mittleren Niveau (aus Abbildung 41 bei 0,55 mm) zu einer zur Mittelebene symmetrischen Trennfugenausformung führt. Durch die zentrierte Lage sind die Einsenkavitäten derart positioniert, dass der Widerstand gegenüber dem radialen Fließen mittig dem Hilfsfügeelement gegenübergestellt

wird und die radiale Ausbreitung zu gleichen Teilen auf die obere und untere Kavität umgelenkt werden kann. Bei der Wahl einer niedrigen z-Lage von 0 mm bis 0,4 mm liegt hingegen der Widerstandsbereich gegenüber dem radialen Fließen im unteren Drittel, sodass der Materialfluss des Hilfsfügeelementes in den oberen Bereich ausweicht und dahin das Umformvolumen treibt. Auf diese Weise entsteht ein Ungleichgewicht des Hinterschnittanteils im oberen Bereich im Vergleich zum unteren Drittel, sodass die Verbindungsfestigkeit, die gemäß den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.2 wesentlich von der Trennfugengestalt und dem makroskopischen Formschlussanteil abhängt, deutlich ansteigt. Zum Nachweis der übergeordneten Wirkung des makroskopischen Formschlusses und der Ausformungsgestalt werden an dieser Stelle zusätzlich stichprobenartig weitere Proben aus der gleichen Versuchsreihe in die umgekehrte Belastungsrichtung zerstörend geprüft. Zur Referenz sind in Abbildung 44 die Festigkeitswerte mit aufgetragen.

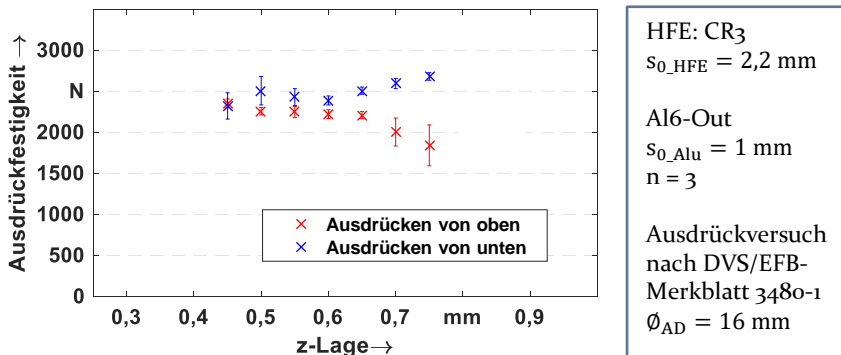


Abbildung 44: Ausdrückfestigkeiten bei unterschiedlichen Ausdrückrichtungen

Es ist festzustellen (Abbildung 44), dass die Verbindungsfestigkeit, ermittelt in die umgekehrte Richtung („von unten“ = UnO), den erwarteten Festigkeitsverlauf aufweist. Die Fügstellen, die in die Belastungsrichtung OnU („von oben“) geringere Festigkeiten aufweisen, besitzen in umgekehrter Belastungsrichtung die höheren Verbindungsfestigkeiten. Dieser Zusammenhang belegt, dass die Festigkeit vornehmlich von dem makroskopischen Formschluss und der Trennfugengestalt abhängig ist. Ein weiterer Aspekt, der den hergeleiteten Zusammenhang erhärtet, ist der Anstieg der Streuung in den Belastungsfällen, in denen der geringere Formschlussanteil wirkt und so zunehmend die Trennfugenwirkung die Verbindungsfestigkeit umsetzt. Wie bereits in Abschnitt 5.3.2 beschrieben, ist ein Anstieg der Streuung der Verbindungsfestigkeit festzustellen, wenn der Kraft-

schluss und damit die Reibungsverhältnisse die Ausdrückfestigkeiten bestimmen. Die Übertragbarkeit des z-Lagen-Zusammenhangs auf einen mikrolegierten Stahl (CR240La) als Hilfsfügeelementwerkstoff geht aus [215] von MEINHARDT ET AL. hervor.

Die erzielbare Verbindungsfestigkeit ist zusammenfassend von dem sich ausbildenden Hinterschnittanteil und der Trennfugengestalt abhängig. Diese ist bei konstanten Halbzeugherstellparametern über den Stauchprozess durch die z-Lageneinstellung signifikant zu beeinflussen, da durch die Relativlage der Materialfluss, hauptsächlich der primäre und sekundäre, gesteuert wird. Für eine breite Anwendung des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen ist es konsequenterweise essenziell, ein Modell zur z-Lagenbestimmung anzubieten. Eine anforderungsgerechte Prozessauslegung der Verbindungsfestigkeit bei unterschiedlichsten Bauteilrandbedingungen ist auf diese Weise aufwandsarm im frühen Entwicklungsstatus möglich. Im Folgenden wird für diesen Zusammenhang ein mathematisches Modell entwickelt, um den z-Lagenwert für eine symmetrische Formausfüllung basierend auf der initialen Halbzeuggeometrie festlegen zu können. Mithilfe dieses Modells ist die z-Lageneinstellung als signifikanteste Einflussgröße auf die Verbindungsfestigkeit und unter Berücksichtigung der weiteren Einflussfaktoren aus den Abschnitten 5.1 bis 5.2 bestimmbar.

Den Ausgangspunkt für die mathematische Formulierung bildet Gleichung (4), in der das Hilfsfügeelement und das vorkonfektionierte Loch im Trägerblech als ein idealer Zylinder modelliert sind. Mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.2.1 führen die Schnittflächenkenngrößen zu einer veränderten Volumenverteilung des umzuformenden Hilfsfügeelement-Volumens. Ebenso führen die eingesenkten Kavitäten am Lochrand des Trägerblechs bzw. der Reststeg zu einer weiteren zu berücksichtigenden Volumenumverteilung. In den Abschnitten 5.3.1 und 5.3.2 wurde erarbeitet, dass der Materialfluss des Hilfsfügeelementes gekoppelt mit dem induzierten sekundären Materialfluss des Trägerblechs zu einem Ausbauchen des Hilfsfügeelementes, sowie durch den verfestigten Reststeg zu einer Fließbehinderung im mittleren Bereich des Hilfsfügeelementes als auch zum Ausweichen des radialen Materialflusses in die unbehinderten Kavitätsbereiche führt. Folglich ist für eine symmetrische Formausfüllung der Kontaktbereich des verfestigten Reststeges durch die initiale z-Lageneinstellung derart zu positionieren, dass zu gleichen Anteilen ein Massestrom in den oberen und in den unteren Kavitätsbereich erfolgt. Unter der Annahme, dass die aufgehärteten Schnittflächenbereiche vergleichbares Fließverhalten aufweisen, kann näherungsweise ein reiner geometrischer Modellansatz

gewählt werden. Danach führt eine Positionierung des Trägerblechs in die z-Lage, in der das Hilfsfügeelement umformvolumenmäßig in der Mittelebene geteilt wird, zu einer symmetrischen Formausfüllung. Darin unterscheidet sich dieser Ansatz auch grundlegend von der Formulierung in Gleichung (4). Abweichend von der 2D-Betrachtung auf Basis der Ausgangshöhen wird hier eine dreidimensionale Modellierung verfolgt. Unter Ausnutzung der quasiisotropen Betrachtung gemäß Abschnitt 5.1.2 kann jedoch vereinfachend bei der Modellierung auf einen rotationssymmetrischen Ansatz zurückgegriffen werden. Dies ermöglicht eine mathematische Volumenbeschreibung der verschiedenen Umformbereiche durch rotationssymmetrische Volumenintegrale. Das Hilfsfügeelement wird dabei in die drei charakteristischen Schnittflächenbereiche gemäß der Darstellung in Abbildung 45 aufgeteilt.

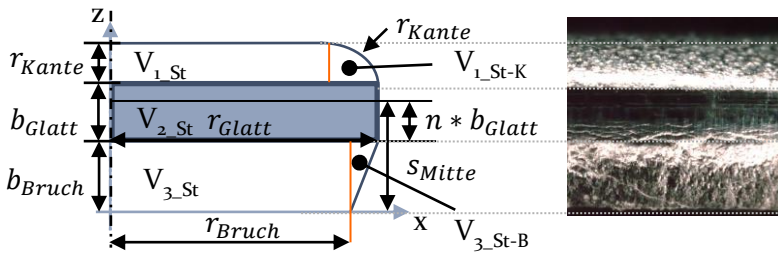


Abbildung 45: Modellierung des Hilfsfügeelementes zur z-Lagen-Berechnung

Der Kantenbereich wird als rotationssymmetrisches Segment mit der Außengeometrie als Hüllkurve angenommen und der innere Teil als ideales zylinderförmiges Segment. Der Außenbereich des Kanteneinzugs wird idealisiert als 90° Kreissektor angenommen, wie in Abbildung 46-1 dargestellt. Im Bruchbereich wird die Außenzone als rotationssymmetrisches Dreieckselement angenähert, dargestellt in Abbildung 46-2.

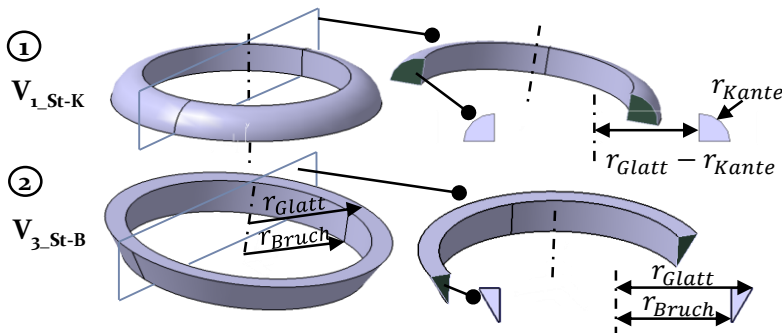


Abbildung 46: Hüllvolumenelement am Kanteneinzug- (1) und Bruchanteil-Volumensegment (2)

Die grundlegende Formel für das rotationssymmetrische Volumenintegral im Koordinatensystem aus Abbildung 45 lautet:

$$V = \pi * \int_c^d g(z)^2 dz \quad (5)$$

wobei die Funktion $g(z)$ den Verlauf der Kantengeometrie entlang der z-Koordinate beschreibt und die Parameter c und d den z-Anfangs- bzw. z-Endwert beschreiben. Der ideal zylinderförmige Volumenanteil V_{2_St} im Glattschnittanteil wird beschrieben mit (6)

$$g_{Zyl.Glatt}(z) = r_{Glatt} \quad (6)$$

Das Segment des Kanteneinzugs, modelliert nach Abbildung 46-1, ergibt mit der ebenen Kreisformel $x^2 + z^2 = r^2$ ein $g_{1_St-K}(z)$ von:

$$g_{1_St-K}(z) = \left(\sqrt{r_{Kante}^2 - z^2} + x_0 \right) \quad (7)$$

Gemäß der Darstellung des Bruchanteils in Abbildung 46-2 kann der Kantenverlauf des Bruchanteils als steigende Gerade über y beschrieben werden, sodass sich eine Hüllkurvenfunktion $g_{3_St-B}(z)$ von:

$$g_{3_St-B}(z) = \left(\frac{r_{Glatt} - r_{Bruch}}{b_{Bruch}} * z + r_{Bruch} \right) \quad (8)$$

ergibt. Gleichung (6) in Gleichung (5) eingesetzt und das Integral mit den Integralgrenzen $d - c = b_{Glatt}$ berechnet, führt zu der Volumenbeschreibung des Volumensegmentes V_{2_St} :

$$V_{2_St} = \pi * r_{Glatt}^2 * b_{Glatt} \quad (9)$$

Gleichung (9) entspricht der Volumenformel für Zylinder. Bei Einsetzen von Gleichung (8) in Gleichung (5) mit den Integralgrenzen $c = 0; d = b_{Bruch}$ folgt nach Integration für das Volumensegment des Bruchanteils:

$$V_{3_St} = \pi * \left[\frac{1}{3} * \left(\frac{r_{Glatt} - r_{Bruch}}{b_{Bruch}} \right)^2 * b_{Bruch}^3 + \frac{r_{Glatt} - r_{Bruch}}{b_{Bruch}} * r_{Bruch} * b_{Bruch}^2 + r_{Bruch}^2 * b_{Bruch} \right] \quad (10)$$

Gleichung (7) in Gleichung (5) eingesetzt und das Integral mit den Integralgrenzen $d - c = r_{Kante}$ berechnet, führt zu der Beschreibung des Volumensegmentes V_{1_St} :

$$V_{1_St} = \frac{2}{3} * \pi * r_{Kante}^3 + \pi * x_0^2 * r_{Kante} + \frac{1}{2} * \pi^2 * x_0 * r_{Kante}^2 \quad (11)$$

mit $x_0 = r_{Glatt} - r_{Kante}$. Mithilfe der drei Volumensegmente ist es nun möglich, die Ebene zu berechnen, die das Volumen in zwei gleiche Teile, V_{oben} und V_{unten} aufteilt. Es gilt im Folgenden:

$$V_{oben} = V_{unten} \quad (12)$$

$$V_{1_St} + (V_{2_St} - n * V_{2_St}) = V_{3_St} + n * V_{2_St} \quad (13)$$

$$n = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{V_{3_St} - V_{1_St}}{V_{2_St}} \right) \quad (14)$$

Mit n ist der Faktor definiert, mit dem das Glattschnittvolumensegment in die obere und untere Volumenhälfte aufgeteilt wird (vgl. Abbildung 45). Schlussendlich ergibt sich für die Berechnung der z-Lage der Zusammenhang:

$$s_{Mitte} = b_{Bruch} + n * b_{Glatt} \quad (15)$$

$$z\text{-Lage} = s_{Mitte} - \frac{1}{2} * d_{Alu} \quad (16)$$

$$z\text{-Lage} = b_{Bruch} + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{V_{3_St} - V_{1_St}}{V_{2_St}} \right) * b_{Glatt} - \frac{1}{2} * d_{Alu} \quad (17)$$

Da die eingesenkten Kavitäten des Aluminium-Trägerblechs zur Mittelebene des Alublechs symmetrisch angenommen werden, entfällt die Bestimmung der Volumensegmente in Gleichung (17). Somit entspricht die geometrische Mittelebene bzw. die halbe Dicke der volumenmäßigen Mittelebene. In Abschnitt 5.2.2 wurde zudem herausgearbeitet, dass durch den Einsenkprozess eine Durchwölbung des Trägerblechs im Lochbereich resultiert. Dieser Effekt ist zusätzlich über die analytische Näherungsformel abzufangen, indem Gleichung (17) um einen Korrekturfaktor bzw. den Wert der Durchwölbung ergänzt wird. Die Durchwölbung ist dabei als z -Delta vom Lochrand zur Position der z -Lagenstellelemente im Werkzeug zu bestimmen. Allgemein berücksichtigt gilt abschließend:

$$z\text{-Lage} = b_{Bruch} + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{V_{3_St} - V_{1_St}}{V_{2_St}} \right) * b_{Glatt} - \frac{1}{2} d_{Alu} - w_{Wölb} \quad (18)$$

wobei $w_{Wölb}$ die Durchwölbung, wie oben beschrieben, enthält. Mit Gleichung (18) ist es nun möglich, mit den vorliegenden Messwerten zu den Schnittflächenkenngrößen eine analytisch genäherte z-Lageneinstellung zu bestimmen, um eine symmetrische Formfüllung zu erhalten.

Zusammenfassend gelingt es mit dieser Berechnungsformel, die Relativlage, als den Prozessparameter mit der signifikantesten Wirkung auf die Verbindungsfestigkeit, unter Berücksichtigung der geometrischen Randbedingungen beider Halbzeuge in der Prozessauslegung zu bestimmen. Denn mit diesem Modell werden die Haupteinflussgrößen, analysiert in den vorangegangenen Abschnitten, auf den Materialfluss in einen Zusammenhang gebracht. In Abbildung 44 wurde dargestellt, dass eine Relativlagenverschiebung von 0,05 mm bereits zu signifikanten Festigkeitsunterschieden führen kann. Auf dieser Basis die optimale Prozessparameter-einstellung ausschließlich mit Versuchen zu identifizieren, erfordert einen hohen Versuchsaufwand. Mit dem entwickelten Modell kann hingegen für ein gegebenes Parameterset, basierend auf den Randbedingungen und gemäß den Festigkeitsanforderungen, ein z-Lagenwert bestimmt werden, mit dem eine symmetrische Formausfüllung erzielt werden kann. Von dieser symmetrischen Formausfüllung ausgehend, kann dann im Anschluss zur Festigkeitssteigerung eine Feinjustierung der z-Lage aufwandsarm getätigt werden. Auf diese Weise ist mit dem erarbeiteten z-Lagen-Modell die Grundlage für eine breite Anwendung des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen geschaffen, indem die Haupteinflussfaktoren auf die Verbindungsfestigkeit in diesem Gesamtmodell in einen Zusammenhang gesetzt wurden.

5.3.4 Modellbestätigung für symmetrisches Einformen

Bevor der Nachweis erbracht wird, dass mit der berechneten z-Lageneinstellung aus Gleichung (18) symmetrische Hilfsfügeelement-Ausformungen im Trägerblech darzustellen sind, wird zunächst die Annahme überprüft, dass die resultierende Fügestelle rotationssymmetrisch geartet ist. Die Annahme kann für die Herleitung der z-Lagenformel verwendet werden, da bereits in Abschnitt 4.1 auf Basis der Zug- und Bulgeversuchskennwerte des Hilfsfügeelement-Werkstoffes ein näherungsweise quasiisotropes Werkstoffverhalten identifiziert werden konnte. Demnach müsste auch in dem resultierenden Verformungsbild eine rotationssymmetrische

Umformzone entstehen. Der Nachweis wird durch die Dehnungsanalyse mithilfe des GOM-Systems erbracht. Hierzu ist in Abbildung 47 exemplarisch das resultierende Dehnungsfeld der Standardkonfiguration und einer z-Lage von 0,6 mm dargestellt.

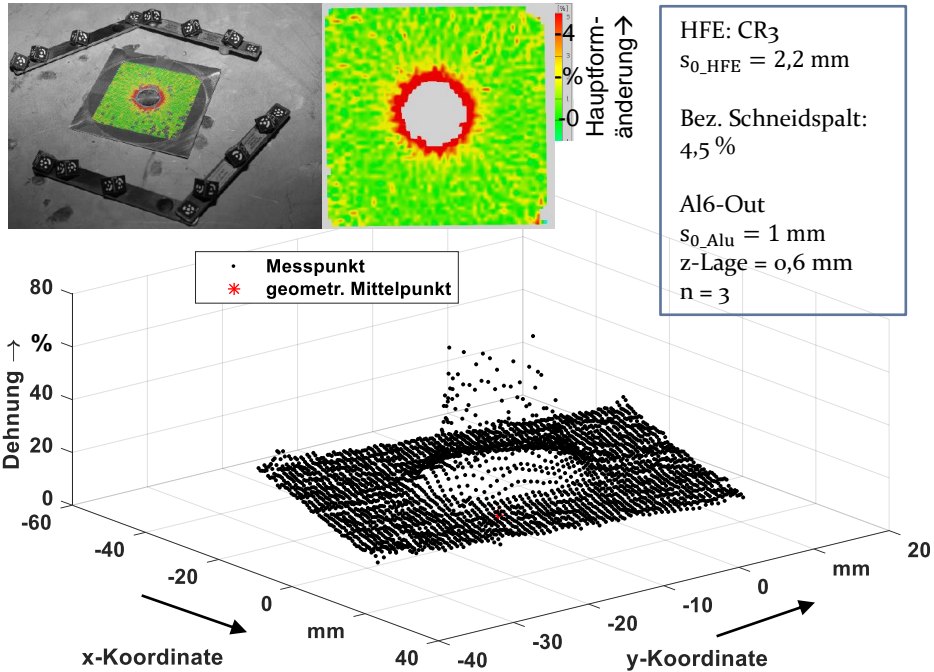


Abbildung 47: Dehnungsanalyse (wahre Dehnung) mithilfe des GOM-Systems

In dem 2D-Plot ist die Hauptformänderung farbig hinterlegt. Es ist die rotationssymmetrische Ausprägung der Dehnungsniveaus um das eingefügte Hilfsfügeelement festzustellen. Im Zentrum des Trägerblechs sitzt das eingepresste Hilfsfügeelement, auf dem keine Messpunkte appliziert sind und somit keine Dehnungswerte resultieren. Aus diesem Grund liegt zentrisch ein rotationssymmetrisches Loch vor, zu dem keine Messwerte vorhanden sind. Dehnungswerte von bis zu 2 % sind als Grundrauschen des Messsystems anzunehmen. In der 3D-Darstellung der Dehnungswerte ist der signifikante Anstieg der Dehnungswerte am Lochrand festzustellen. Auch hierin zeichnet sich eine rotationssymmetrische Ausprägung der eingebrachten Dehnungen im Trägerblech ab, die darauf schließen lässt, dass die Annahme der Quasiisotropie gerechtfertigt ist und die Realität in guter Näherung abbildet. Dies bedeutet auch für die Formulierung der z-Lagenformel, dass der rotationssymmetrische 2D-Ansatz in der Herleitung der Volumenformeln valide ist.

Um die quantitative Auswertung der eingebrachten Dehnungen an der Trägerblechoberseite auszuwerten, sind die Ergebnisse in eine 1D-Darstellung in Abbildung 48 überführt.

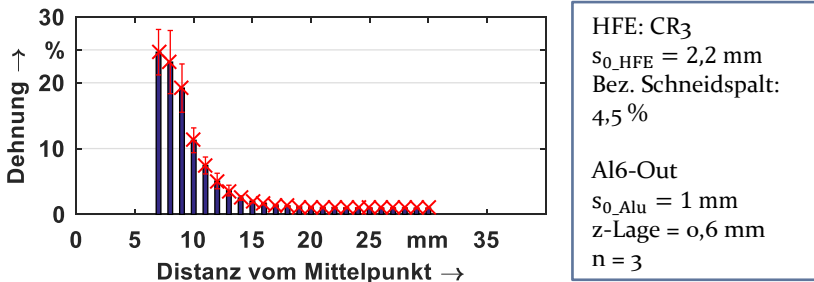


Abbildung 48: Dehnungsanalyse (wahre Dehnung) reduziert auf 1D-Darstellung

Hierbei wird wiederum die zuvor bestätigte Quasiisotropie bzw. Rotations-symmetrie ausgenutzt, sodass der Mittelwert der Messpunkte, die auf konzentrischen Kreisen in definierten Abständen liegen, als aussagekräftige Kennzahl herangezogen wird. Das umgeformte Hilfsfügeelement weist entsprechend Abbildung 41 einen Durchmesser von 15,05 mm bzw. einen Radius von 7,52 mm auf. Der erste Balken, der bei einer Distanz zum Mittelpunkt von 7 mm aufgetragen ist, beinhaltet alle Messpunkte, die im Bereich 7,0 mm bis 7,6 mm vorliegen. Da in dieser Zone die Kreiselemente sehr stark verzerrt sind und die Daten nur lückenhaft vorliegen, ist eine Berücksichtigung der Messwerte ab 8 mm Distanz sinnvoll. In dieser Zone liegen wahre Dehnungswerte von bis zu 23 % vor. Mit zunehmender Distanz zum Zentrum nehmen die Dehnungswerte innerhalb 6 mm von 20 % bis auf ein Niveau von 2 % ab, dem Grundrauschen des Messsystems. Dies deckt sich auch in erster Näherung mit den Härtewerten der Verfestigungsanalyse aus Abschnitt 5.3.1, in der ein signifikanter Härteanstieg in einer 2 mm bis 4 mm von der Trennfuge reichenden Zone festzustellen war.

Zum Nachweis der idealisierten mathematischen Beschreibung des Hilfsfügeelementes durch die hergeleiteten Volumenintegrale werden auf Basis der ermittelten Schnittflächenkenngrößen aus Abschnitt 5.2.1 die Volumenanteile berechnet und mit der Gesamtmasse verglichen. Die Mittelwerte der charakteristischen Schnittflächenbereiche sind in Abbildung 49 eingefügt. Die gemittelten Kennwerte aus Abbildung 49 in die Gleichungen (9), (10) und (11) eingesetzt, ergeben die Volumensegmente $V_{1_st} = 34,2 \text{ mm}^3$, $V_{2_st} = 118,26 \text{ mm}^3$ und $V_{3_st} = 68,69 \text{ mm}^3$. Daraus resultiert ein Hilfsfügeelement-Gesamtvolumen von $221,168 \text{ mm}^3$ bzw. mit der

Dichte von $7,87 \frac{g}{cm^3}$ [168] eine berechnete Gesamtmasse von 1,74 g. Dies entspricht exakt dem Mittelwert der gemessenen Gesamtmasse von 1,74 g.

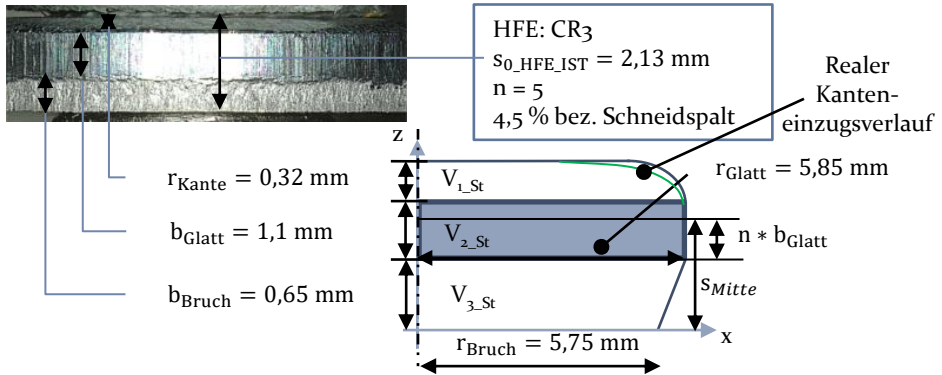


Abbildung 49: Charakteristische Schnittflächenkenngrößen bei bez. Schneidspalt von 4,5 %
 Folglich bildet das mathematische Modell das Hilfsfügeelement in sehr guter Näherung ab. Hervorzuheben ist allerdings, dass die Annahme des idealen 90° Kreissektors des Kanteneinzugs eine Überschätzung des Volumenanteils V_{1_St} ist. In der Realität weist der Kanteneinzug zwar einen tangentialen Ein- und Auslauf der Kantenverrundung auf, der Radius ist allerdings nicht konstant über die gesamte Kantenverrundung. Vom Mittelpunkt zur Kante betrachtet, wird der Radius kleiner, infolgedessen der Kanteneinzug weiter zum Hilfsfügeelement-Inneren verläuft, wie in Abbildung 49 angedeutet. Diese Idealisierung wird durch den linear angenommenen Verlauf des Bruchbereichs ausgeglichen, sodass eine gute Näherung der Geometrie des Hilfsfügeelementes resultiert.

Die Volumensegmente, eingesetzt in Gleichung (17), für das Einformen des Hilfsfügeelementes in ein 1 mm dickes Aluminium-Trägerblech ergeben eine z-Lage von 0,539 mm für eine symmetrische Ausformung. Da an dieser Stelle noch die Durchwölbung des Trägerblechs zu berücksichtigen ist, folgt mit Gleichung (18) und einer Trägerblechverwölbung $w_{Wölb} = -0,08 \text{ mm}$ (negatives Vorzeichen, da Reststeg in negative z-Richtung verschoben ist; betragsmäßig abweichend von den Werten aus Abbildung 31, da durch die Werkzeugoptimierung die Referenzlänge zur Messung der relevanten Verwölbung reduziert ist) eine z-Lage von 0,619 mm für eine symmetrische Formausfüllung. Dieser berechnete z-Lagenwert im Stauchprozess eingestellt, führt nach den Annahmen der z-Lagenformel und den erarbeiteten Materialflussanalysen zu eingepressten Hilfsfügeelementen, die eine zur Mittelebene symmetrische Formausfüllung aufweisen. Aus der Analyse der Ausdrückfestigkeiten in Abbildung 44 ist bei einer z-Lage von

0,6 mm eine nahezu identische Ausdrückfestigkeit in beide Ausdrückrichtungen festzustellen. Bei einer z-Lage von 0,55 mm hingegen ist die Festigkeitsdifferenz zwischen den Ausdrückrichtungen UnO und OnU höher. Das Festigkeitsniveau beider Einstellungen liegt auf vergleichbarem Level, das in Einklang mit den herausgearbeiteten Prozessbändern aus der ANOVA-Analyse in Abbildung 43 steht. Der resultierende Trennfugenverlauf bei der z-Lage 0,6 mm (mit Modell) und 0,55 mm (ohne Modell nach Gleichung (4)) ist in Abbildung 50 gegenübergestellt.

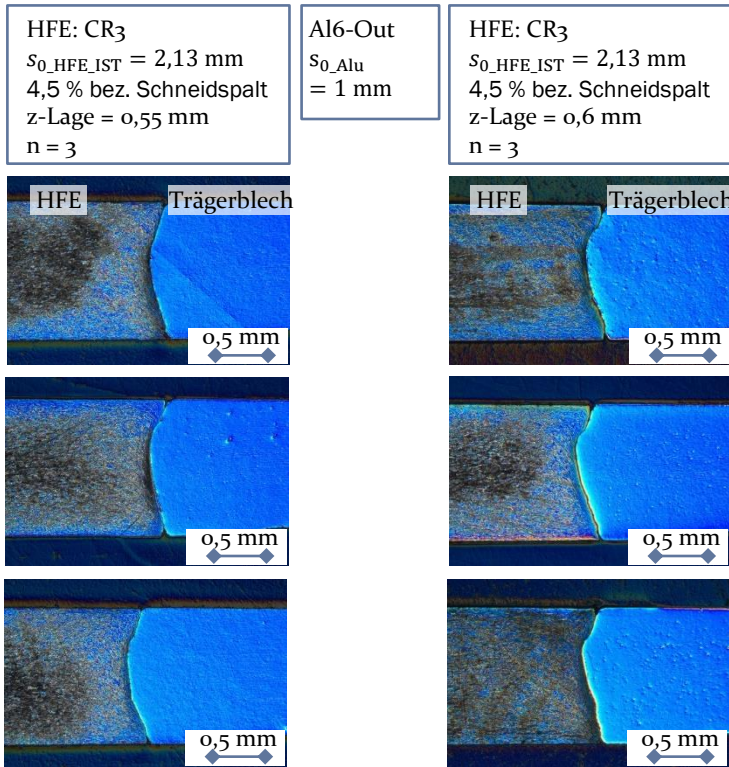


Abbildung 50: Vergleich der z-Lageneinstellung von 0,55 mm (vereinfachte Formelbeschreibung nach Gleichung (4)) und 0,6 mm (z-Lage aus Volumenmodell nach Gleichung (18))

Qualitativ bewertet ist sowohl bei der z-Lageneinstellung von 0,55 mm als auch bei der z-Lage von 0,6 mm eine symmetrische Formausfüllung und Hinterschneidung zu erkennen. Bei der z-Lageneinstellung von 0,6 mm zeichnet sich bereits die Tendenz zu einer größeren Hinterschneidung im unteren Teil ab. In der z-Lagen Berechnungsformel nach Gleichung (18) werden sowohl die Schnittflächenausprägungen als auch die Trägerblechdurchwölbung berücksichtigt. Dies stellt eine detailliertere Beschreibung der Randbedingungen dar als mit der Näherungsformel aus Gleichung (4),

wodurch die Einlege-Orientierungen der Halbzeuge im Stauchprozess berücksichtigt werden. Beide Ansätze führen in qualitativer Gegenüberstellung zu einer symmetrischen Formausfüllung. Aus der Analyse der Festigkeitswerte ist hingegen eine höhere Übereinstimmung mit Gleichung (18) zu erzielen. Bei Gleichung (4) ist anzunehmen, dass die Volumenverteilungseffekte infolge der Schnittflächen und der Trägerblechdurchwölbung bei der gewählten Lageorientierung gegenseitig ausgeglichen werden, sodass bei der gewählten Orientierung einschließlich der Schnittflächenausprägungen eine vergleichbare symmetrische Formfüllung erzielbar ist. Für eine vereinfachte Auslegung bei konstanten Randbedingungen ist daher Gleichung (4) zu bevorzugen. Hingegen ist für eine exakte Auslegung bei variierten Randbedingungen, wie bspw. eine Veränderung des bezogenen Schneidspaltes oder eine veränderte Durchwölbung, die Bestimmung der z-Lage nach Gleichung (18) eindeutig zu empfehlen.

Da die unterschiedlichen z-Lageneinstellungen gemäß den Materialflussanalysen auch zu unterschiedlichen Verfestigungszuständen im Trägerblech führen müssen, wird im Folgenden das resultierende Verfestigungsfeld näher analysiert. Hierzu wird an drei charakteristischen Geraden mittels zehn Messpunkten die Mikrohärtigkeit bestimmt. Der Härteverlauf an der oberflächennahen oberen Messgerade ist in Abbildung 51 für alle getesteten z-Lageneinstellungen aufgetragen. Allgemein betrachtet ist ein Anstieg der Härtewerte hin zur Trennfuge sowohl im Stahlelement als auch im Aluminium-Trägerblech festzustellen. In Übereinstimmung zu den Materialflussanalysen in Abschnitt 5.3.1 ist im Aluminium im trennfugennahen Bereich eine gesteigerte Härte zu detektieren. Der Anstieg ist dabei höher, je höher die z-Lageneinstellung gewählt ist. Es wurde bereits festgehalten, dass je höher die z-Lage ist, desto ausgeprägter ist die Ausformung bzw. der Enddurchmesser des Hilfsfügeelementes auf der Unterseite. Da der Widerstand gegenüber dem radialen Fließen des Hilfsfügeelementes durch die höhere z-Lage nach oben versetzt wird, trifft in diesem Bereich der primäre Materialfluss als erstes auf den Reststegbereich. Dadurch entsteht der senkrechte Abschnitt des Trennfugenverlaufs. In diesem Bereich ist der Materialkontakt zwischen Aluminium und Stahl am längsten vorherrschend, infolgedessen auch die höchsten Festigkeitswerte erzielt werden. Im unteren Bereich hingegen kann zu Beginn des Stauchprozesses ungehindertes radiales Fließen des Hilfsfügeelementes stattfinden, da dort der Materialkontakt zwischen dem Hilfsfügeelement und dem Trägerblech noch nicht vorherrschend ist.

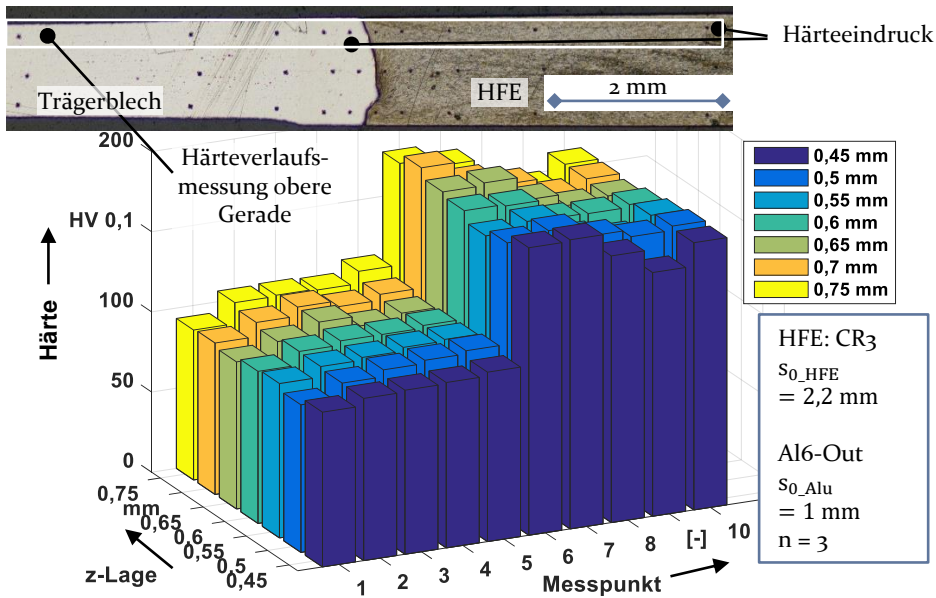


Abbildung 51: Verfestigungsanalyse bei unterschiedlichen z-Lagen

Erst bei höheren Stauchgraden trifft auch hier der radiale Materialfluss des Hilfsfügeelementes auf das Trägerblech und formt die Trennfuge aus. Die Verfestigungswerte im Stahlelement folgen dieser Tendenz, wobei der Zusammenhang nicht so deutlich hervortritt, da die Härtewerte im Hilfsfügeelement vornehmlich durch den Stauchprozess und den primären Materialfluss determiniert sind.

5.3.5 Zusammenfassende Bewertung des z-Lagen Effekts

Mit der Systemanalyse des Stauchprozesses der Hilfsfügeelemente zur Ausformung der vorkonfektionierten Trägerbleche konnte die z-Lageneinstellung als die signifikanteste Einflussgröße auf die Verbindungsfestigkeit identifiziert, charakterisiert und über ein Prozessmodell analytisch beschrieben werden. Auf Basis von Materialflussanalysen wurde herausgearbeitet, dass der durch den Stauchprozess resultierende Materialfluss in den primären, sekundären und tertiären Materialfluss zu gliedern ist. Zudem führt der radiale Materialfluss des gestauchten Hilfsfügeelementes zu einer Verfestigung sowohl im Stahl-Hilfsfügeelement als auch im Aluminium-Trägerblech.

Gefolgt aus den Materialflussanalysen wird durch die Relativposition des Trägerblechs der verfestigte Reststegbereich gegenüber der primären Fließfront positioniert. Dieser Materialkontakt stellt einen Widerstand

gegenüber dem radialen Materialfluss dar, wodurch der primäre Materialfluss in seiner radialen Ausprägung gehindert und umgelenkt wird. Es resultiert ein Materialfluss in die Kavitätsbereiche des Trägerblechs, wodurch die hinterschnittigen Geometrieanteile ausgeformt werden. Diese bilden gemäß Abschnitt 5.2 die Kernelemente der Kraftübertragung der Verbindungsstelle und bestimmen das Festigkeitsniveau der Verbindung. Somit ist es möglich, durch die z-Positionierung des Reststegbereichs bzw. des gesamten Trägerblechs die Ausformung der Kavitäten und die Bildung der hinterschnittigen Geometrieanteile signifikant zu beeinflussen. Aus der Gegenüberstellung der bis dahin evaluierten Einflussfaktoren ist diese Einflussgröße als überlegen gegenüber den anderen zu bewerten. Somit gilt es, diese Größe zu beherrschen, um eine gezielte Verbindungsfestigkeit mit einem robusten Fügeprozess umzusetzen.

Zur Modellierung des z-Lageneinflusses wurde ein geometrisches Modell des Hilfsfügeelementes abgeleitet und in Beziehung zum Trägerblech sowie zur z-Lageneinstellung gesetzt. Die Annahme der Rotationssymmetrie und der daraus abgeleitete 2D-Modellierungsansatz konnte mit der oberflächennahen Dehnungsanalyse als valide bewertet werden. Gemäß den Analysen der unterschiedlichen z-Lagenabstufungen wurde ein nahezu linearer Anstieg der Verbindungsfestigkeiten festgestellt, der mit dem z-Lagenmodell beschrieben wird. Die Erkenntnisse der Materialflussbeeinflussung konnten zudem über die Verfestigungsanalysen belegt werden. Ebenso wurde bei der Ermittlung der Ausdrückfestigkeiten in die entgegengesetzte Richtung nachgewiesen, dass dieser Effekt umkehrbar ist. Dies wiederum steht in Einklang mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.2, dass der makroskopische Formschlussanteil den Hauptbeitrag zur Kraftübertragung in der Kontaktzone leistet.

Mit dem validierten Modell der z-Lagenberechnung ist es fortan möglich, für ein Parameterset an Randbedingungen der Halbzeugherstellung einen z-Lagenwert zu bestimmen, mit dem eine symmetrische Formausfüllung erzielt wird. Vor dem Hintergrund der Signifikanz der z-Lage als Einflussfaktor auf die Verbindungsfestigkeit werden damit die wesentlichen Einflussfaktoren entlang der Prozesskette in einem Modell beschrieben, um ein ausgeglichenes Festigkeitsniveau zu erhalten. Auf dieser Basis können die Prozessparameter für das Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen bei variierten Randbedingungen analytisch bestimmt werden. Abhängig vom Fügeverbund kann der z-Lagenwert zur Erzielung geforderter Verbindungsfestigkeitswerte bestimmt werden, sodass letztlich eine aufwandsarme Prozessabsicherung ermöglicht wird.

5.4 Versagensverhalten von Widerstandselementschweißungen unter quasistatischer und zyklischer Belastung

Im folgenden Abschnitt wird einleitend der Widerstandspunktschweißprozess hinsichtlich des Einflusses auf die Verbindungsfestigkeit analysiert. Dazu werden die Schweißparameter definiert und eine Temperaturfeldanalyse durchgeführt, um den Bereich der auftretenden Grenztemperaturen zu ermitteln. Basierend auf dem untersuchten Punktschweißprozess werden die Ergebnisse der genormten Versuche zur Festigkeitsbestimmung unter Scher-, Kopf- und Schälzugbelastung genutzt, um das Versagensverhalten der Verbindungsstelle unter quasistatischer Last zu ermitteln. Als Grundlage zur Einordnung der Betriebsfestigkeit werden die Lastgrenzen unter zyklischer Belastung erfasst.

5.4.1 Analyse des Widerstandspunktschweiß-Prozesses

Die nach Norm vorgeschlagenen statischen und dynamischen Festigkeitsversuche beim Widerstandselementschweißen sind nur, mit Ausnahme des Ausdruckversuchs, nach dem Schweißprozess möglich. Des Weiteren ist es möglich, dass der Widerstandspunktschweißprozess zu einer signifikanten Änderung des Gefügestandes in der Verbindungszone und den anliegenden Bereichen führt, wodurch die Verbindungsfestigkeit positiv oder negativ beeinflusst werden kann (vgl. Abschnitt 2.1.3). Um die Wirkkette des gesamten Fügeprozesses auf die erzielbaren Festigkeiten abzubilden, wird als Grundlage die Anwendung des Widerstandspunktschweißprozesses auf den eingepressten Hilfsfügeelementen analysiert. Die Schweißparameter werden dabei an die Parameter der korrespondierenden Blechdickenpaarung Stahl-Stahl aus der Serienanwendung angelehnt. Um sicherzustellen, dass die resultierende Schweißlinse im angestrebten Bereich zwischen Haftschiweißung ($3,5 * \sqrt{t_{min}}$ mit t_{min} als kleinste Blechdicke der Blechpaarung [178]) und Spritzergrenze liegt [178], wird der Schweißlinsendurchmesser mittels metallographischer Analyse und Ultraschallprüfung bestimmt.

Der Schweißprozess ist in drei Phasen aufgeteilt, wobei zwischen der Vorhaltezeit, der Hauptschweißzeit und der Nachhaltezeit zu differenzieren ist. Die Phase, in der die Schweißlinse hauptsächlich entsteht, ist die Hauptschweißzeit, die im Versuch 420 ms beträgt. In der Vorhaltezeit wird die Zinkschicht aufgebrochen und Verunreinigungen werden entfernt.

Durch die Nachhaltezeit wird hingegen sichergestellt, dass das geschmolzene Gefüge unter Druck erstarrt und ein näherungsweise ebener Schweißpunkt entsteht. Die Parameter der Vorhalte- und Nachhaltezeit werden nicht im Rahmen der Analysen variiert, da mit den aus dem Serienprozess übernommenen Parametern gute Ergebnisse erzielt werden konnten. Die Stromstärke hingegen als signifikantester Einflussfaktor wird gemäß Abschnitt 4.3.2 ermittelt, da diese in der Hauptschweißzeit nach Formel (3) quadratisch eingeht. Die Elektrodenkraft wurde auf 2,8 kN festgelegt. Der Schweißprozess läuft zusammenfassend nach dem in Abbildung 52 dargestellten Stromstärken-Zeit-Verlauf ab.

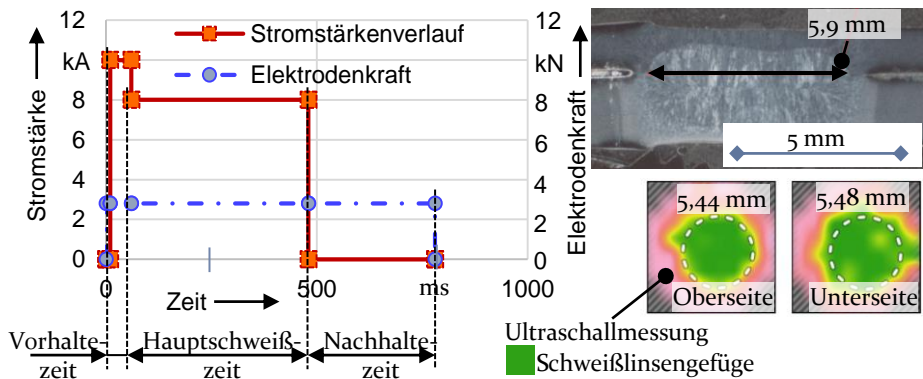


Abbildung 52: Schweißparameter und resultierender Schweißlinsendurchmesser

Als Resultat der Parametervariation nach 4.3.2 konnte eine in der Hauptschweißzeit wirkende Stromstärke von 8 kA ermittelt werden, die zu einem mittleren Schweißlinsendurchmesser ($n=3$) von 5,9 mm, gemessen im metallographischen Schlicht, und 5,5 mm mittels der Ultraschallprüfung führt. Der nach Norm zu erreichende Mindest-Nennendurchmesser der Schweißlinse liegt bei der durchschnittlichen Restdicke des Hilfsfügeelementes von 1,15 mm (vgl. Abbildung 41) bei 3,75 mm. Schweißspritzer traten im Versuch erst bei 10,5 kA auf, sodass zu dieser Prozessgrenze mit der Stromstärke von 8 kA ein ausreichend hoher Abstand eingehalten wird.

Die thermische Belastung der Fügezone durch das Widerstandspunktschweißen führt gemäß der Systematisierung der Fügeverfahren in Abschnitt 2.1 ab einer Grenztemperatur zur Bildung von intermetallischen Phasen. Um die Ausbildung dieser spröden Phasen zu vermeiden, gilt es, die Temperatur im Aluminium-Trägerblech so gering wie möglich zu halten. Welche Prozesstemperaturen durch die ermittelten Schweißparameter im Trägerblech sowie im Hilfsfügeelement erreicht werden, wird im Fol-

genden überprüft. Hierzu wurden in definierten radialen Abständen Thermoelemente nach der Methodenbeschreibung in Abschnitt 4.3.2 auf den Proben appliziert. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 53 dargestellt.

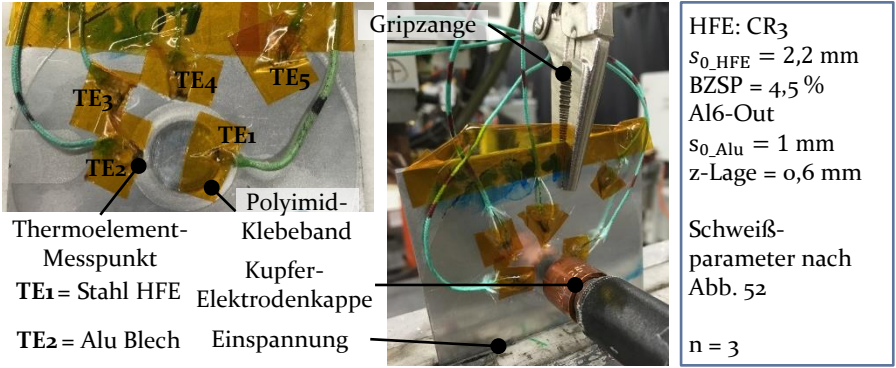


Abbildung 53: Versuchsaufbau zur Temperaturfeldanalyse

Die Einspannung der Proben im Klemmbock wurde mit Anschlägen wiederholgenau ausgeführt, sodass eine Positionierung mit einer Lagetoleranz von $\pm 0,5 \text{ mm}$ möglich war. Die gemessenen Temperaturverläufe während des Widerstandspunktschweißens sind in Abbildung 54 zusammengefasst.

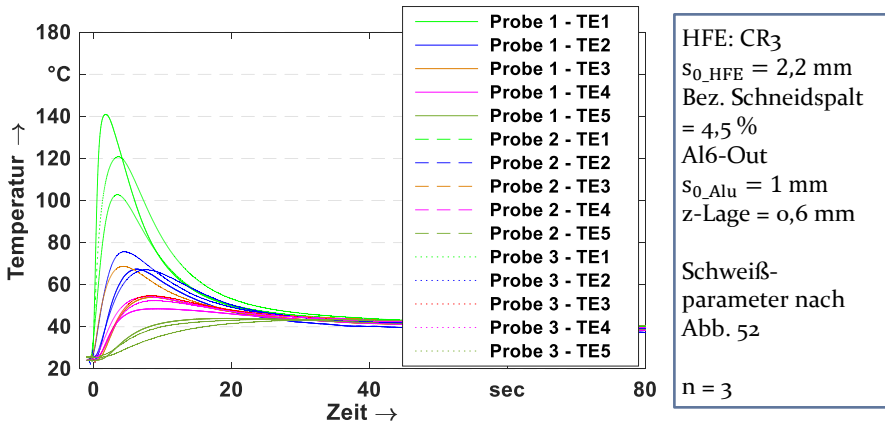


Abbildung 54: Temperaturanalyse des Widerstandspunktschweiß-Prozesses zum Versuchsaufbau aus Abbildung 53

Das Thermoelement 1 (TE₁) ist auf dem Hilfsfügelement in direkter Nähe der Trennfuge angebracht. An dieser Messposition wurden maximale Temperaturen von 140 °C erreicht. An Messposition 2 in direkter Nähe der Trennfuge auf dem Aluminium-Trägerblech appliziert, wurden hingegen nur noch Temperaturen von maximal 90 °C gemessen. Neben den Maxi-

maltemperaturen ist die Wirkzeit der vorherrschenden Temperaturerhöhung zu bewerten. Bereits nach 20 sec ist in der gesamten Probe eine homogene Temperaturverteilung auf einem Niveau von 40 °C vorzufinden. Die anschließende Abkühlphase auf Raumtemperatur nimmt mit über 60 sec mehr Zeit in Anspruch, kann jedoch bei diesem geringen Temperaturniveau vernachlässigt werden. Die Bildung einer stoffschlüssigen Verbindung und damit die Ausbildung von intermetallischen Phasen in der Trennfuge sind auf Basis dieses vorherrschenden Temperaturzyklus in der Kontaktzone auszuschließen. Die Grenztemperaturen zum Übergang in den schmelzflüssigen Phasenzustand sind in der Kontaktzone signifikant unterschritten, sodass die Entstehungsmechanismen der intermetallischen Phasen bei diesen Temperaturniveaus nicht initiiert werden. Es bestätigt sich in guter Übereinstimmung zum Stand der Technik (vgl. Abschnitt 2.1), dass die Wärmebelastung beim Widerstandspunktschweißen sehr lokal um den Elektrodenkontakt begrenzt ist.

Die Ergebnisse ermöglichen eine erste gute Abschätzung der auftretenden Temperaturen infolge des Schweißprozesses. Allerdings wird mit dieser Messmethode nur das oberflächennahe Temperaturfeld analysiert. Beim Widerstandspunktschweißen auf dem Hilfsfügeelement ist der höchste Kontaktwiderstand in der Trennfuge zwischen Hilfsfügeelement und Stahl-Basisblech vorherrschend. An dieser Stelle entwickelt sich folglich auch die höchste Wärmewirkung. Um die Wirkungen des Schweißprozesses in Blechdickenrichtung ebenso zu ermitteln, wird zusätzlich an geätzten metallographischen Schliffen der Schweißeinfluss analysiert. Hierzu ist in Abbildung 55 ein repräsentativer Schliff nach dem Widerstandspunktschweiß-Prozess dargestellt.

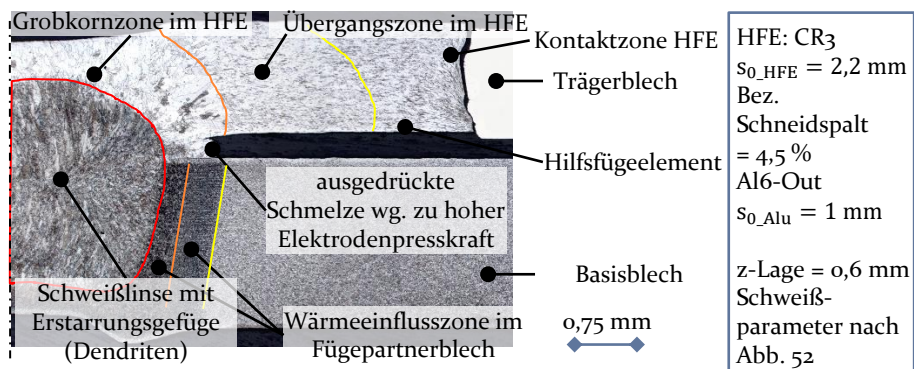


Abbildung 55: Metallographischer Schliff nach dem Widerstandspunktschweißen

Aus der Analyse des Querschliffs in Abbildung 55 geht hervor, dass die Elektrodenpresskraft während der Hauptschweißzeit zu einem bleibenden Eindruck am Schweißpunkt führt. Ebenso wird durch die tendenziell zu hohe Elektrodenkraft die Schmelze aus dem Schmelzbad in die Trennfuge gepresst, wodurch es nach RADAJ [217] zum Auseinanderklaffen der Fügepartner kommt. Der Effekt ist allerdings nur gering ausgeprägt, sodass auf eine Anpassung der Elektrodenkraft verzichtet wird. Mithilfe der Ätzung des Schliffs mit 3-prozentiger Salpetersäure werden die unterschiedlichen Gefügebereiche der Wärmeeinflusszone im Stahl in Abbildung 55 sichtbar. Dadurch, dass das Hilfsfügeelement durch den Stauchprozess signifikant kaltverfestigt wurde, treten durch die Wärmewirkung des Schweißens Entfestigungsprozesse, vornehmlich die Grobkornbildung in der Wärmeeinflusszone auf. Die Schweißlinse formt sich von der Trennfuge leicht nach unten versetzt aus, was auf das 2 mm dicke Stahl-Basisblech (im Vergleich zu dem 1,1 mm dicken Hilfsfügeelement) zurückzuführen ist. Diese Zone ist charakterisiert durch zur Trennfuge hin gerichteten, länglichen Stängelkristallen (dendritische Form). Umgeben ist diese Zone im Stahl-Basisblech von zwei anschließenden Zonen, die durch die Ätzung sichtbar werden, und somit auf einen das Gefüge verändernden Wärmeeinfluss in dieser angrenzenden Zone hindeuten. Im Hilfsfügeelement schließt sich an die bereits erwähnte Grobkornzone ein Übergangsbereich an, in dem zu erkennen ist, dass das vorverfestigte Gefüge ein gröberes Korn aufweist. Die Vergröberung nimmt allerdings mit zunehmender Entfernung zur Schweißlinse ab. Im Nahfeld des Kontaktbereichs im Hilfsfügeelement sind die ursprüngliche Korngröße und die Umformhistorie des Stauchens und Einsenkens zu erkennen. Daraus ist zu schließen, dass in diesem Bereich Temperaturen infolge des Schweißprozesses wirksam sind, die zu keiner Gefügeveränderung führen. Die vorangegangenen Temperaturmessungen (vgl. Abbildung 54) mit maximalen Temperaturen von 140 °C belegen dies. Es zeigt sich auch hierbei wieder der lokal begrenzte Wärmeeinfluss des Widerstandspunktschweiß-Processes, was als ein wesentlicher Vorteil dieses Fügeprozesses gilt.

Anhand der Veränderung der Mikrohärteverteilung im Querschliff wird die Wirkung der eingebrachten Wärmemenge infolge des Schweißprozesses in der Wärmeeinflusszone genauer quantifiziert. Aus der Gegenüberstellung der flächigen Mikrohärtemessung in Abbildung 56 geht hervor, dass die ermittelten Verfestigungs- und Entfestigungszonen reproduzierbar sind. Allgemein festzuhalten sind folgende klar zu unterscheidende Härtebereiche. Es bildet sich ein Bereich hoher Härtewerte in Form der Schweißlinse aus. Das Stahl-Basisblech weist einen Härtegradienten in Dickenrichtung auf.

Das Aluminium-Trägerblech hingegen weist homogene, nahezu unveränderte Härtewerte auf. Im Hilfsfügeelement sind in allen drei Stichproben ein Bereich geringer Härte über der Schweißlinse und ein umliegender Bereich mit höherer Härte zu ermitteln.

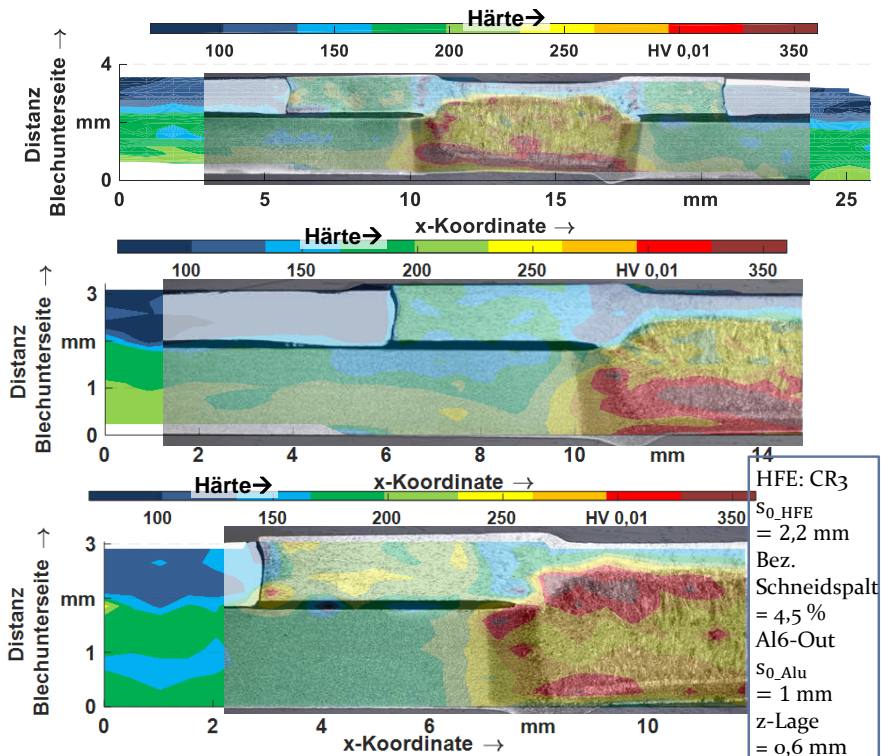


Abbildung 56: Härteverteilung im Querschliff nach dem Widerstandspunktschweißen

Höchste Härtewerte sind an der Unterseite der Schweißlinse detektierbar, was auf die Zone der höchsten Abkühlgeschwindigkeit hindeutet. Folglich leitet das 2 mm dicke Stahl-Basisblech die Wärme schneller ab als das Hilfsfügeelement und das Trägerblech. Dies ist aufgrund des höheren Wärmeleitkoeffizienten des Aluminiums (vgl. [168]), der eigentlich zu einer schnelleren Wärmeabfuhr führen müsste, folglich auf die Kontaktzone Hilfsfügeelement zu Trägerblech und den darüber beeinflussten Wärmeübergang zurückzuführen. In Übereinstimmung damit ist auch die Zone oberhalb der Schweißlinse im Hilfsfügeelement einzuordnen. Die sich dort ausbildende Grobkornzone deutet darauf hin, dass in diesem Bereich höhere Temperaturen für einen längeren Zeitraum vorherrschend sind.

Durch die geringen Abkühlgeschwindigkeiten in dieser Zone sind also Bedingungen präsent, die zum Kornwachstum und damit zu einem groben Korn führen. Die wärmeaufstauende Wirkung der Kontaktzone, die auf keinen idealen Kontakt bzw. auf keinen Stoffschluss hindeutet, bekräftigt zudem die Aussage, dass die Bildung intermetallischer Phasen bei diesem Prozessparameterset nicht zu erwarten ist. In Abbildung 57 sind die identifizierten Bereiche zusammengefasst.

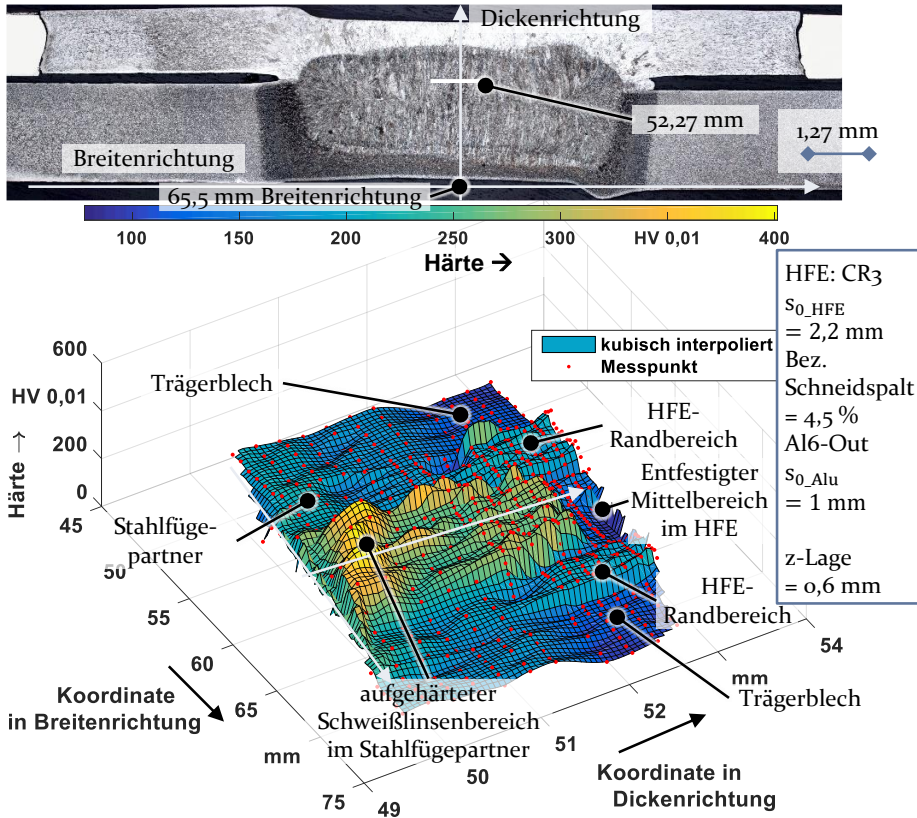


Abbildung 57: Verfestigung nach dem Widerstandspunktschweiß-Prozess

Für das Versagensverhalten unter den konventionellen Belastungsfällen ist bereits auf Basis des Verfestigungsfeldes in Abbildung 57 vornehmlich ein Auslösen des Hilfsfügeelementes aus dem Trägerblech zu erwarten. Der Hauptlastpfad bei Belastung wird über den Schweißlinienbereich mit den hohen Festigkeiten in das Stahl-Basisblech abgeleitet werden. Ebenso ertragen die auch nach dem Schweißprozess noch auf hohem Festigkeitsniveau liegenden Randbereiche des eingeförmten Hilfsfügeelementes höhere

Spannungswerte, bevor eine Verformung dieser auftritt. Hingegen weist das Trägerblech das geringste Festigkeitsniveau im Kontaktbereich auf, das zu einem Verformungsbeginn des Trägerblechs beim Erreichen der Grenzspannung in diesem Bereich führen wird. Der Randbereich des Hilfsfügeelementes wird diese Verformung aufgrund des höheren Festigkeitsniveaus nicht simultan begleiten. Mit zunehmender Verformung des Trägerblechs wird der kraftübertragende Querschnitt stetig abnehmen, bis es zur vollständigen Ablösung kommen wird. Der mittlere Bereich des Hilfsfügeelementes mit dem entfestigten Bereich liegt nicht im direkten Kraftfluss und wird einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit besitzen. Diese Aspekte zum Wirkzusammenhang des Widerstandspunktschweißens auf dem eingeformten Hilfsfügeelement bilden die notwendige Grundlage für die Festigkeitsanalysen der gängigen Belastungsfälle.

5.4.2 Versagensanalyse bei quasistatischer Belastung

Zur Beurteilung der quasistatischen Verbindungsfestigkeit werden die erzielbaren Festigkeiten im Scherzug-, Kopfzug- und Schälzugversuch ermittelt. Als wichtigster Kennwert zur Einordnung einer Füge-technik gilt die Scherzugfestigkeit.

Die erzielbaren Festigkeiten der Standardkonfiguration mit einer z-Lage von 0,6 mm zur symmetrischen Ausformung der Kontaktzone sind in Abbildung 58 aufgetragen. Bei der gewählten z-Lage von 0,6 mm treten zwei unterschiedliche Versagensfälle der Verbindung auf. Die maximale Scherzugfestigkeit bleibt davon unbeeinflusst. Es wird in allen Fällen eine mittlere Scherzugfestigkeit von 3950 N mit einer Standardabweichung von 87 N erzielt. Im Versagenstyp 1 in Abbildung 58 biegen sich das Trägerblech und das Stahl-Basisblech auf. Beim Erreichen der maximalen Zugkraft löst sich der Hinterschnitt zwischen Trägerblech und Hilfsfügeelement auf und das Hilfsfügeelement knöpft aus dem Trägerblech heraus. Am Trägerblech sind nach der Zerstörung eine geringe plastische Dehnung des Trägerblechs und nahezu keine plastische Dehnung am Hilfsfügeelement zu erkennen. Im Unterschied dazu tritt im Versagenstyp 2 kein spontanes Auslösen des Elementes auf. Infolge der Belastung und der auftretenden Verformung bleibt der Hinterschnitt erhalten. Dadurch treten hohe Verformungen im Trägerblech auf, bis zu dem Zeitpunkt, zu dem kein hinterschnittiger Materialkontakt mehr präsent ist. Abschließend kommt es auch hier zum Ausknöpfen des Hilfsfügeelementes.

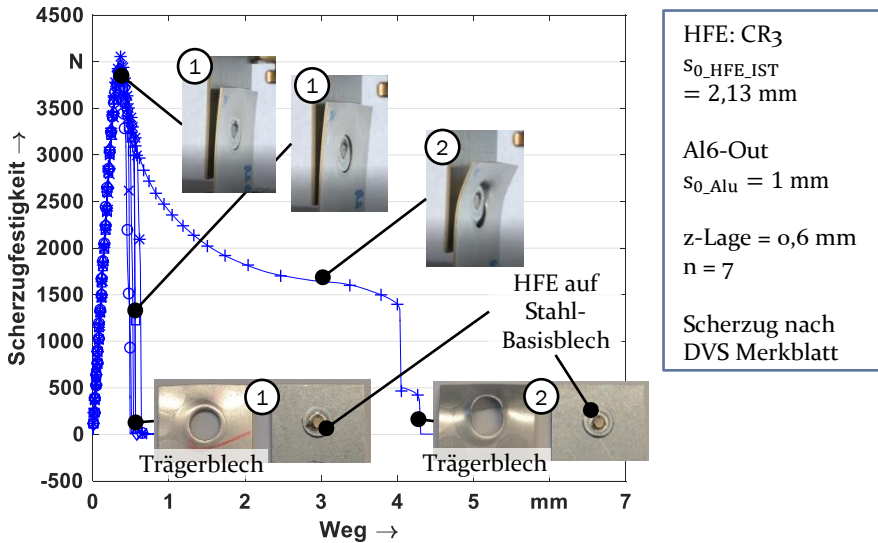


Abbildung 58: Versagensfälle im Scherzugversuch

In Übereinstimmung mit der Bewertung des Verfestigungsfeldes in Abschnitt 5.4.1 versagt in keinem Fall der Schweißpunkt bzw. der Stoffschluss, sondern es kommt zur Verformung des Trägerblechs in der Kontaktzone, was zum Ausknöpfen führt. Im Vergleich zu den Scherzugfestigkeiten in [193], in denen als Hilfsfügeelement-Werkstoff CR240La zum Einsatz kam, wird das Ausknöpfen des Hilfsfügeelementes initiiert, bevor es zur Rissentstehung im Trägerblech kommt. Folglich verbleibt durch die Umformhistorie und das Einformen des weicheren CR3-Werkstoffes im Vergleich zum CR240La Hilfsfügeelement-Werkstoff ein höheres Formänderungsvermögen im Trägerblech.

Vor dem Hintergrund, dass die Scherzugfestigkeit maßgeblich durch den Beginn des Ausknöpfens bestimmt ist, der wiederum durch den kraftübertragenden Hinterschnittanteil definiert wird, liegt die Vermutung nahe, dass bei einer geringeren z-Lageneinstellung höhere Festigkeiten zu erzielen sind. Denn die geringere z-Lage führt zu einer asymmetrischen Ausformung, die in diesem Fall ausgenutzt werden kann, um einen möglichst hohen, entgegen dem Ausknöpfen wirkenden Hinterschnittanteil zu erhalten. Die ermittelten Scherzugfestigkeiten bei unterschiedlichen z-Lagen sind in Abbildung 59 dargestellt.

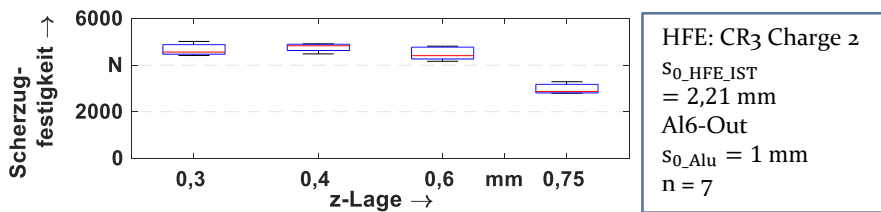


Abbildung 59: Scherzugfestigkeit unter z-Lageneinfluss

Es ist festzustellen, dass die Scherzugfestigkeit mit steigender z-Lage abnimmt. Ein analoger Festigkeitszusammenhang der z-Lage wurde bereits in Abschnitt 5.3.3 auf Basis von Ausdrückversuchen herausgearbeitet. Die höchsten Scherzugfestigkeiten von im Mittel 4767 N wurden bei einer z-Lage von 0,4 mm erzielt. Mit der um 0,1 mm geringeren z-Lage liegt die Scherzugfestigkeit um 90 N geringer bei 4677 N, weist jedoch eine größere Streuung von 273 N auf. Bei der nach Gleichung (18) berechneten z-Lage von 0,6 mm liegt die mittlere Scherzugfestigkeit bei 4692 N mit einer Standardabweichung von 202 N. Mit der Erhöhung der z-Lage auf 0,75 mm ist ein Festigkeitsabfall auf 2979 N zu verzeichnen. Die Verteilung der Festigkeitswerte stimmt mit dem prognostizierten Versagensverhalten überein. Eine höhere z-Lage führt zu einer asymmetrischen Ausformung, die den größten Hinterschnittanteil auf der Unterseite, also zur Dopplungsebene hin, aufweist. An dieser Seite liegt der Hinterschnitt im Scherzug nicht im Kraftfluss und kann somit keine Stützwirkung entwickeln, sodass die geringere Festigkeit plausibel ist. Umgekehrt führt eine Reduktion der z-Lage auf 0,3 mm zu keinem weiteren Anstieg der Festigkeit, was auf die Grenze der Tragfähigkeit des Aluminium-Trägerblechs hindeuten könnte. Weiter ist festzuhalten, dass je niedriger die z-Lageneinstellung im Versuch war, desto häufiger trat der Versagensfall 2 nach Abbildung 58 auf. Dies bestätigt, dass der höhere Hinterschnittanteil zu einer fortbestehenden Hinterschneidung infolge der Belastung führt, durch welche die plastische Dehnung im Trägerblech hervorgerufen wird. Darüber hinaus ist an dieser Stelle noch hervorzuheben, dass die Festigkeiten in Abbildung 59 auf einem höheren Niveau als in Abbildung 58 liegen, was auf die Verwendung unterschiedlicher Hilfsfügeelemente Chargen zurückzuführen ist. Charge 2 der Hilfsfügeelemente liegt im Dickenbereich an der oberen Grenze und besitzt eine Blechdicke von 2,21 mm, Charge 1 hingegen an der unteren Grenze mit einer Istdicke von 2,13 mm. Trotz der Verwendung unterschiedlicher Chargen ist die signifikante Abhängigkeit der Verbindungsfestigkeit von der z-Lage nachzuweisen, sodass insgesamt von einer guten Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf weitere Hilfsfügeelement-Dicken auszugehen ist.

Den zweiten wesentlichen Kennwert zur Beurteilung der Verbindungsfestigkeit stellt die Kopfzugfestigkeit dar. Da dieser Belastungstyp eine hohe Übereinstimmung mit den Ausdrückversuchen aufweist, wird dieser Versuchsaufbau in zweierlei Hinsicht ausgenutzt. Zum einen wird das Festigkeitsniveau unter Kopfzugbelastung ermittelt, zum anderen wird der in Abschnitt 5.2.1 erarbeitete Zusammenhang zwischen der Ausdrückfestigkeit und dem steigenden Glattschnittanteil überprüft. Das erzielbare Festigkeitsniveau der Standardkonfiguration unter Kopfzugbelastung ist in Abbildung 60 neben dem sich abzeichnenden Versagensverhalten dargestellt.

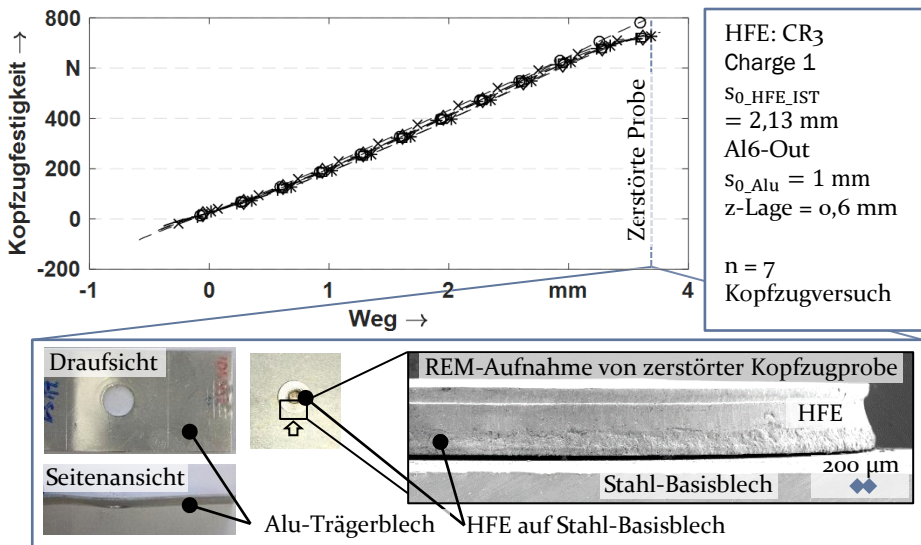


Abbildung 60: Versagensverhalten unter Kopfzugbelastung

Die erzielbare Kopfzugfestigkeit mit der Standardkonfiguration bei einer z-Lage von 0,6 mm liegt bei 742 N mit einer Standardabweichung von 34 N. Über alle Proben hinweg trat im Kopfzugversuch ein identisches Versagensverhalten auf. Mit steigendem Traversenweg ist eine zunehmende Deformation am Trägerblech zu registrieren. Der hinterschnittige Anteil des Hilfsfügeelementes überträgt die Kraft in der Kontaktzone solange, bis die Kontaktflächen des Trägerblechs und des Hilfsfügeelementes durch die auftretende Deformation in einem zu steilen Winkel zueinander stehen. Ab diesem Zeitpunkt tritt Abgleiten der beiden Fügebestandteile auf und die Verbindung wird aufgelöst. Das Versagensbild ist dabei einem Ausknöpfbruch gleichzusetzen, der durch die Verformung des Trägerblechs ab einer bestimmten Kopfplast eintritt. In Abbildung 60 ist darüber hinaus in der REM-Aufnahme festzustellen, dass das Hilfsfügeelement dabei nahezu

keine Deformation erfährt. Dies ist auf das durch die Kaltverfestigung herbeigeführte höhere Festigkeitsniveau und die geringere Eigensteifigkeit und -festigkeit des Aluminium-Trägerblechs zurückzuführen.

Aufgrund der Vergleichbarkeit des Belastungszustandes vom Kopfzugversuch und Ausdrückversuch wird nachfolgend die Kopfzugfestigkeit bei unterschiedlich ausgeprägten Schnittflächenkenngrößen des Hilfsfügeelementes ermittelt. Auf diese Weise können die in Abschnitt 5.2.1 erarbeiteten Zusammenhänge zur Schnittflächenabhängigkeit validiert sowie der geringe Schweißeinfluss des Widerstandspunktschweiß-Prozesses bestätigt werden. Die ermittelten Kopfzugfestigkeiten bei zunehmenden Glattschnittanteilen sind in Abbildung 61 dargestellt.

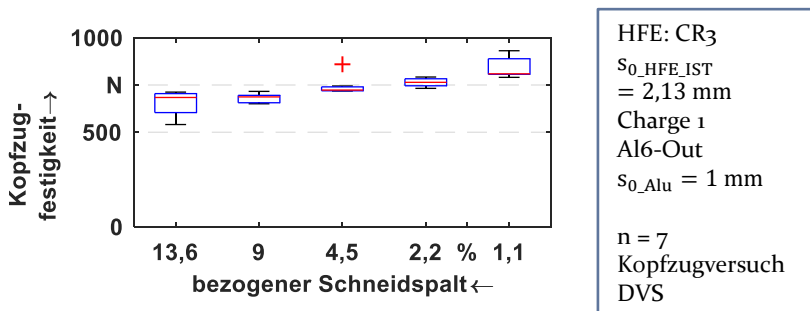


Abbildung 61: Kopfzugfestigkeit bei unterschiedlichen Schneidspalten

Es resultiert im Kopfzugversuch eine nahezu identische Festigkeitsverteilung bei Hilfsfügeelementen mit unterschiedlichen Schnittflächenkenngrößen wie im Ausdrückversuch in Abschnitt 5.2.1. Dabei ist ein Anstieg der erzielbaren Festigkeiten bei kleiner werdenden bezogenen Schneidspalten bzw. größer werdenden Glattschnittanteilen unter Kopfzugbelastung festzustellen. Die Festigkeit steigt dabei von im Mittel 652 N über 679 N, über 745 N auf 764 N bzw. 838 N. Die Standardabweichung liegt bei ca. 20 N mit Ausnahme von 60 N bei einem bezogenen Schneidspalt von 13,6 % und damit auf einem geringen Niveau. Im Unterschied zur Festigkeitsverteilung im Ausdrückversuch reiht sich der Festigkeitswert für den bezogenen Schneidspalt von 9 % in den Anstieg ein. Abzuleiten aus diesem Zusammenhang ist der Fortbestand des Festigkeitszusammenhangs über den Schweißprozess hinweg. In Übereinstimmung zu den Temperaturanalysen in Abschnitt 5.4.1 beeinflusst der Schweißprozess mit den gewählten Schweißparametern die Kontaktzone geringfügig (vgl. Verfestigungszone in Abbildung 57) bis gar nicht. Die Kontaktflächen-Topografie bleibt unverändert über den Schweißprozess bestehen, sodass die geringen Volu-

menschwankungen durch die unterschiedlichen Schnittflächenausprägungen weiterhin einen Festigkeitsunterschied verursachen. Auch auf Basis der REM-Aufnahme in Abbildung 60 ist zu bestätigen, dass die Schnittflächen des Hilfsfügeelementes in der Kontaktzone nach dem Schweißprozess mit unterschiedlichen Oberflächentopografien noch vorliegen und nicht durch den Übergang in die schmelzflüssige Phase eingeebnet werden.

Die Kombination der beiden Belastungszustände wird konventionell im Schälzugversuch überprüft. Generell gilt dieser Belastungszustand für Einpresselemente und mechanische Verbindungselemente als der Kritischste. Aufgrund der abgewinkelten Probengeometrie wird ein Ausknöpfen des Elementes durch das Schälmoment herbeigeführt. Das Ausknöpfen kann dabei über eine breite Hinterschneidung bzw. einen hohen Formschlussanteil der Verbindung erhöht werden. Zur Vervollständigung des Versagensverhaltens der Verbindung sind die erzielten Schälzugfestigkeiten bei zwei z-Lagen-Einstellungen in Abbildung 62 dargestellt.

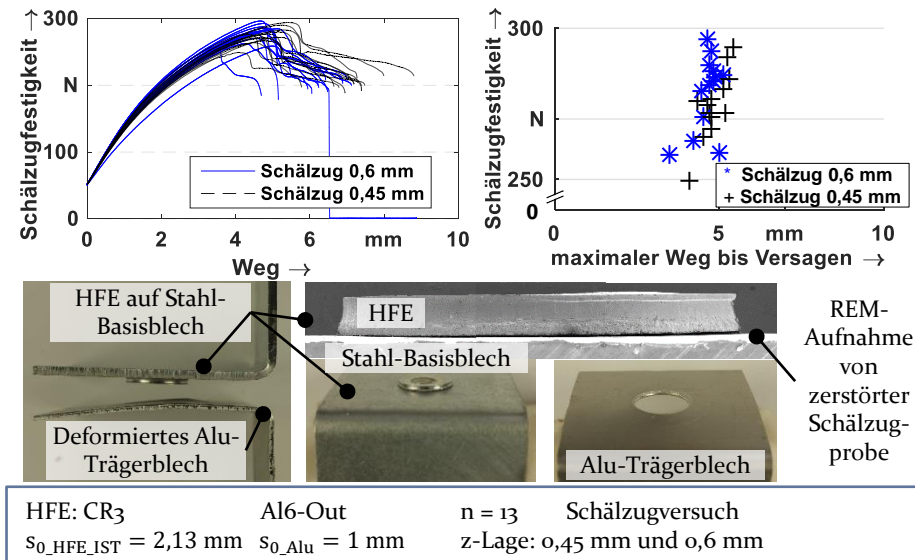


Abbildung 62: Schälzugfestigkeit bei unterschiedlichen z-Lagen

Wie bereits im Scherzugversuch ist auch beim Schälzugversuch bei z-Lagewerten zwischen 0,45 mm und 0,6 mm ein Prozessbandbereich sowohl der Schälzugfestigkeit als auch des maximalen Versagenswegs festzustellen. Mit der Standardkonfiguration von 0,6 mm z-Lage sind maximale Schälzugfestigkeiten von bis zu 280 N erzielbar. Mit der z-Lageneinstellung von 0,45 mm liegen die maximalen Schälzugfestigkeiten auf vergleichba-

rem Niveau bei 275 N. Das Versagen durch Ausknöpfen wird durch die Deformation des Trägerblechs (vgl. Abbildung 62) herbeigeführt. Das eingepresste Hilfsfügeelement erfährt dabei kaum eine Umformung, wie aus der REM-Aufnahme in Abbildung 62 zu schlussfolgern ist. Insgesamt ist das auftretende Versagensverhalten mit den Erwartungen zu einer mechanischen Verbindungstechnik übereinstimmend. Auch im Schälzugversuch zeigt sich, dass die Hinterschneidung durch die zunehmende Deformation des Trägerblechs aufgelöst wird, bis es zum Ausknöpfen kommt.

5.4.3 Zyklische Tragfähigkeitsanalyse

Zur Analyse des Verhaltens der Verbindung unter Schwingbeanspruchung werden im Folgenden die Ergebnisse der zyklischen Tragfähigkeitsuntersuchungen erörtert. Die Schwingfestigkeitsversuche wurden dabei auf einer unwucherregten Resonanzprüfmaschine im Zugschwellbereich bei einem Lastverhältnis von $R_{\text{zykl.}} = 0,1$ mit einer Prüffrequenz von 50 Hz durchgeführt. Da im Vorangegangenen die z-Lage als die dominante Größe hinsichtlich der Verbindungsfestigkeitsbeeinflussung herausgearbeitet wurde, werden die Zeitfestigkeiten zweier z-Lageneinstellungen gegenübergestellt. Die Lastamplituden und die resultierende Schwingspielanzahl sind in Abbildung 63 in doppellogarithmischer Darstellung visualisiert.

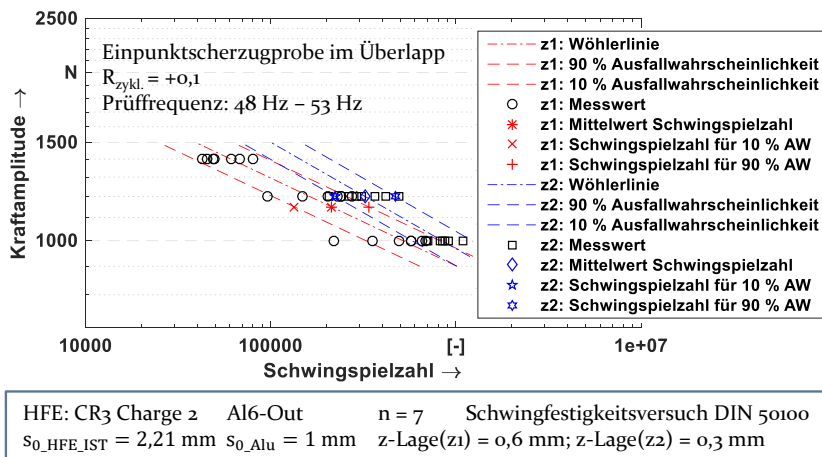


Abbildung 63: Wöhlerlinien bei unterschiedlichen z-Lagen in doppellogarithmischer Darstellung

Mit der Standardkonfiguration und einer z-Lage von 0,6 mm resultiert eine Zeitfestigkeitsgerade mit einer Neigung von $k = 6,36$ und einer Streuspanne T_N in Richtung der Schwingspielzahl von 2,6. Gemäß dem Neigungsfaktor

ist das Zeitfestigkeitsverhalten als ein Verhalten einer mechanischen Füge-technik zu kategorisieren und liegt auf einem höheren Niveau (entspricht einem flacheren Verlauf) als Verbindungsstellen des Widerstandspunkt-schweißens ($k = 3$). Die Streuspanne von $T_N = 2,6$ ist ebenso als relativ gering einzuordnen. Zum Vergleich wird die Kraftamplitude bei einer Schwingenspielzahl von $1e+05$ mithilfe der Geradengleichung der Wöhlerlinie, also auf einem Ausfallwahrscheinlichkeitsniveau von 50 % berechnet. Bei einer z-Lage von 0,6 mm resultiert eine Kraftamplitude von 1294 N. Mit der Vergleichs-z-Lage von 0,3 mm hingegen ist bei dieser Schwingenspielzahl eine Kraftamplitude von 1499 N zu erzielen. Der Neigungskoeffizient liegt mit $k = 5,3$ auf vergleichbarem Niveau mit einer steileren Tendenz der Zeitfestigkeitsgerade. Die Streuspanne beläuft sich mit $T_N = 2,0$ auf einem geringeren Niveau. Insgesamt ist die Wöhlerlinie der z-Lage von 0,3 mm bei konstantem Lasthorizont zu höheren Schwingenspielzahlen bzw. bei konstanter Schwingenspielzahl zu höheren Lasthorizonten verschoben. Dieser Zusammenhang deckt sich mit den Erkenntnissen aus den statischen Scherzuguntersuchungen, wobei im statischen Bereich der Anstieg der Festigkeit mit geringer z-Lageneinstellung schwächer ausgeprägt ist.

Das Versagensverhalten der Verbindung unter zugschwellender Belastung ist basierend auf den durchgeführten Untersuchungen auf die drei in Abbildung 64 dargestellten Versagensfälle zu klassifizieren. Das im quasistatischen Bereich auftretende Ausknöpfen des Hilfsfügeelementes aus dem Trägerblech wird hierbei nicht weiter berücksichtigt. Es trat einmalig bei der Standardkonfiguration mit einer z-Lage von 0,6 mm auf.

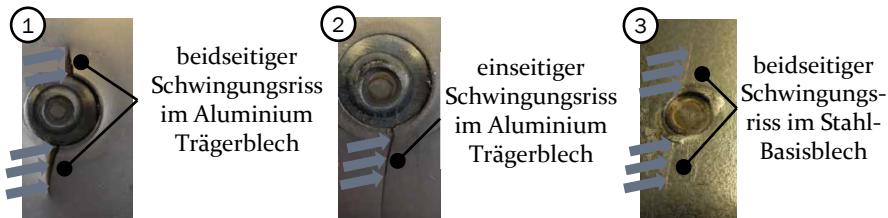


Abbildung 64: Versagensfälle bei zyklischer Scherzugbelastung

Festzustellen ist, dass die Verbindung überwiegend durch eine Rissentstehung im Trägerblech versagt. Dabei trat sowohl ein einseitiger Risspfad als auch ein zweiseitiger Risspfad auf, die in beiden Fällen nahezu senkrecht zur Belastungsrichtung verlaufen. Die Risseinleitung ist in allen Fällen vom Einsenkrand bzw. aus der Konstruktionssicht vom Kerbgrund ausgehend. Als Ursache hierfür ist vornehmlich die Spannungskonzentration am Kerbrand anzuführen, die zur Rissinkubation führt. Zusätzlich trat in

wenigen Fällen bei geringen Lasthorizonten und damit bei hohen Schwingungszahlen ein Schwingungsrissversagen im Stahl-Basisblech auf. Die Rissinitiierung ging dabei vom Schweißpunkt aus, was auf die Härtespitzen im unteren Bereich des Schweißpunktes (vgl. Abschnitt 5.4.1), die zu spröden Verhalten führen können, zurückzuführen ist.

Die fraktographische Analyse mittels REM-Aufnahmen vervollständigt das Verhaltensbild der Widerstandselementschweiß-Probe unter zyklischer Belastung. Der zweiseitig, senkrecht zur Hauptspannungsrichtung verlaufende Riss sowie die Topografie des Hilfsfügeelementes nach Versagen sind in Abbildung 65 in REM-Aufnahmen dargestellt.

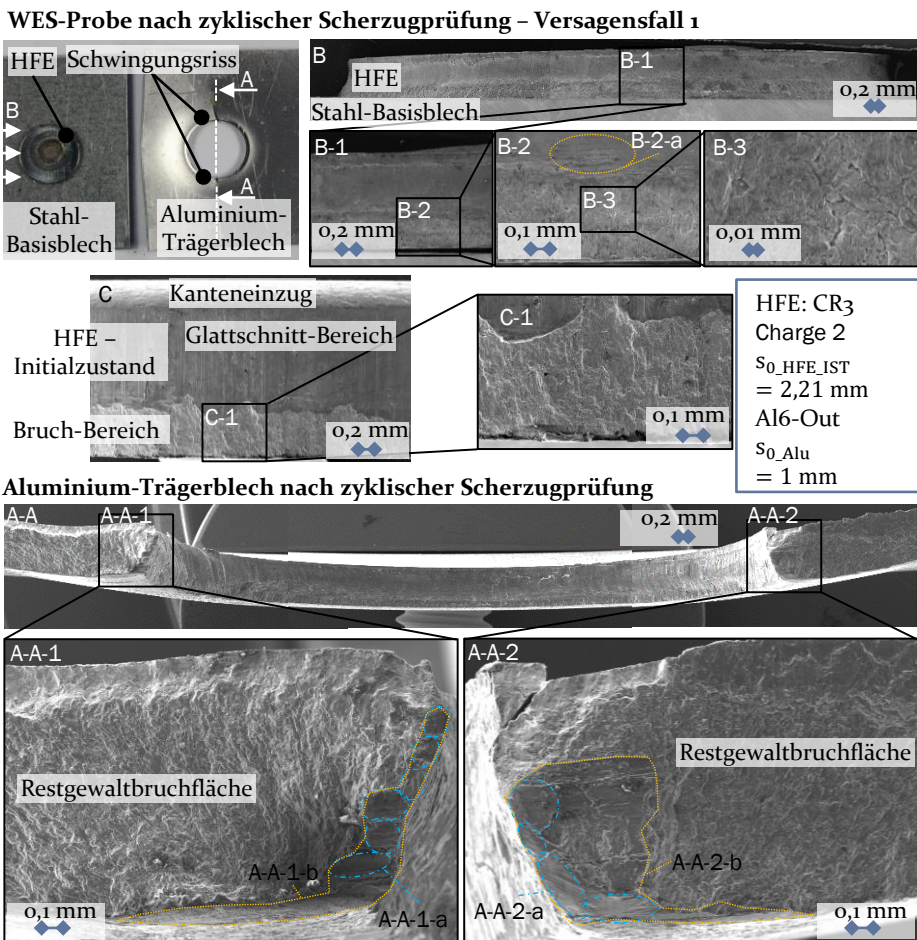


Abbildung 65: Fraktographische Analyse mittels REM-Aufnahmen

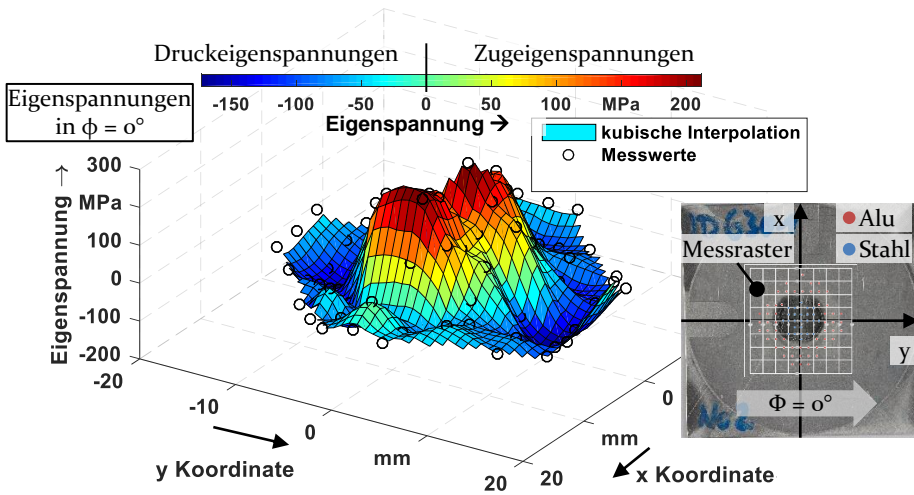
Das Hilfsfügeelement ist kaum von Deformationen infolge der zyklischen Belastung gekennzeichnet (vgl. Bildbereich B und insbesondere B-1), wie bereits in den quasistatischen Festigkeitsnachweisen festgestellt werden konnte. Der auftretende Riss im Aluminium-Trägerblech ist infolge der schwellenden Zugbelastung als Schwingungsriss zu kategorisieren. Die in den REM-Aufnahmen A-A-1 und A-A-2 ersichtlichen Bruchflächenzonen deuten dabei auf einen Ermüdungsbruch in Form eines Spaltbruchs als Rissinkubation in dem reststegnahen Bereich und eines anschließenden großflächigen Restgewaltbruchs hin. Es sind am unteren Kerbgrund ebene und glatte Spaltfacetten zu identifizieren (A-A-2-a), die aufgrund der hohen Spannungskonzentration lokal am Reststeg auftreten. Das Auftreten auf der Trägerblechunterseite (Dopplungsebene zugewandte Seite) ist daher plausibel, da dort zusätzlich zur Normalspannung infolge der schwellenden Zugspannung Biegespannungen vorherrschen, die oberflächennah den Maximalbetrag aufweisen. Als Ursache dafür ist die Trägerblechbiegung anzuführen, sichtbar in A-A, welche auf die Wirkung des kelchförmigen Formschlusses zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech zurückzuführen ist. Durch die Formschlussgeometrie entstehen Druckspannungskomponenten, die an der Wirkfläche der Trägerblech-trennfuge zur Dopplungsebene gerichtet sind. Infolgedessen kippt das freie Ende des Trägerblechs nach oben, die in kontaktstehende Wirkfläche wird hingegen nach unten gedrückt. Im Gesamtverbund resultiert eine Durchbiegung des Trägerblechs mit positiver Krümmung, die auf der Trägerblechunterseite zu Zugspannungen in Normalenrichtung führt und die Rissinkubation fördert. Auf einigen Spaltfacetten sind Schwingstreifen zu erkennen (A-A-2-a), die auf die zyklische Belastung und den Rissfortschritt je Schwingungsamplitude rückschließen lassen [218]. Mit fortschreitendem Risswachstum vereinigen sich die Spaltfacetten, und es kommt zu einem großflächigeren Spaltbruch (A-A-1-b und A-A-2-b). Diese lokale Materialtrennung reicht aus, um die Spannungskonzentration im verbleibenden kraftübertragenden Restquerschnitt so zu erhöhen, dass es infolgedessen zum Restgewaltbruch kommt. Die Bruchfläche dabei ist mit einer stark zerklüfteten Oberflächentopografie zu charakterisieren. Es ist darin keine Wabenbildung zu identifizieren, sodass eine Kategorisierung als Sprödbbruch anzunehmen ist. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen aus der Versuchsdurchführung, aus der ein spontanes schlagartiges Versagen hervorging. Das spröde Bruchverhalten deutet darauf hin, dass das Formänderungsvermögen des Trägerblechs in der Umformzone bereits stark durch die Umformhistorie ausgeschöpft wurde. Das Auftreten der Rissinkubation im reststegnahen Bereich deutet ebenso darauf hin, dass die Umformhistorie

infolge des Einsenk- und des Stauchprozesses zu einem massiv kaltverfestigten Bereich im Trägerblech führt, der unter Beanspruchung als Rissinitiator fungiert.

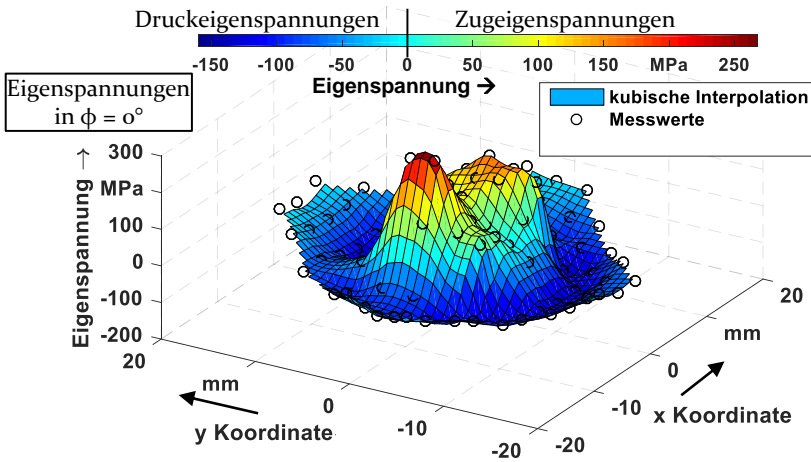
Zusätzlich ist es an dem nach dem Versagensfall kaum verformten Hilfsfügeelement möglich, das Wirkungsbild des Stauchprozesses zu vervollständigen. Durch die radiale Ausweitung des Hilfsfügeelementes erfährt die Mantelfläche zunehmend Zugspannungen, die zu feinen Einrissen im Glattschnittbereich führen (B-2-a). Die glatte Glattschnittoberfläche bleibt dennoch erhalten. Im Bruchflächenbereich führen die Zugspannungen zu einer Dehnung der zerklüfteten Bruchflächen-Topografie, was aus dem Vergleich von C-1 und B-2 hervorgeht. Eine Beeinflussung der Schnittflächenbereiche durch den Materialkontakt zum Trägerblech ist hingegen nicht zu identifizieren. Lediglich Abrieberscheinungen in Form von Aluminiumanhaftungen sind an dem Hilfsfügeelement nach erfolgter Zerstörung der Probe zu verzeichnen.

Bei einer niedrigeren z-Lage tritt die Rissinkubation erst bei höheren Schwingungszahlen auf, was unter anderem durch die höher verfestigte Deckschichtlage bei einer niedrigeren z-Lage ausgelöst ist. Dieser Effekt konnte bereits in den Härteuntersuchungen an mit unterschiedlichen z-Lagen eingeformten Hilfsfügeelementen in Abschnitt 5.3.4 festgestellt werden. Die niedrigere z-Lage führt zu einem anteilmäßig höheren umzuförmenden Volumen des Hilfsfügeelementes oberhalb der Mittelebene des Trägerblechs. Dies führt zu einer höheren radialen Ausbreitung auf der Oberseite und infolgedessen zu einer Deckschichtlage mit höherer Kaltverfestigung in der Umformzone. Folglich treten die Durchbiegungseffekte erst bei höheren Scherzugkräften auf.

Des Weiteren ist zu vermuten, dass der Eigenspannungszustand bei einer niedrigeren z-Lageneinstellung im oberflächennahen Bereich von einer höheren Druckspannung geprägt ist. Um dies zu ergründen, wird im Folgenden der Eigenspannungszustand mithilfe der röntgendiffraktometrischen Spannungsmessung erörtert. Hierzu wurde der Eigenspannungszustand nach dem Stauchprozess an drei Proben bei zwei unterschiedlichen z-Lageneinstellungen gemäß der beschriebenen Methode in Abschnitt 4.3.1 bestimmt. In Abbildung 66 sind die ermittelten Eigenspannungszustände in $\phi = 0^\circ$ dargestellt. In beiden Chargen ist festzustellen, dass in dem gestauchten Hilfsfügeelement Zugeigenspannungen verbleiben. Diese sind auf den Stauchprozess und den dadurch resultierenden radialen Materialfluss des Hilfsfügeelement-Werkstoffes zurückzuführen.



HFE: CR3 Charge 1	Al6-Out	n = 3
$s_{0_HFE_IST} = 2,13 \text{ mm}$	$s_{0_Alu} = 1 \text{ mm}$	z-Lage = 0,6 mm



HFE: CR3 Charge 1	Al6-Out	n = 3
$s_{0_HFE_IST} = 2,13 \text{ mm}$	$s_{0_Alu} = 1 \text{ mm}$	z-Lage = 0,4 mm

Abbildung 66: Eigenspannungszustand in $\phi = 0^\circ$ nach dem Eintauchprozess bei unterschiedlicher z-Lageneinstellung

Da der Stahlwerkstoff wesentlich höhere Festigkeiten als das Aluminium-Trägerblech aufweist, sind keine Druckeigenspannungen am Hilfsfügeelement zu detektieren. Das duktilere Aluminiummaterial wird gemäß dem sekundären Materialfluss verdrängt, das eingesenkte Loch geweitet und die Kontaktzone verformt. Infolgedessen sind in radialer Richtung Druckei-

genspannungen bis zu (-) 150 MPa zu detektieren. Die tangentialen Spannungen in der Kontaktzone (vgl. z-Lage = 0,6 mm bei ca. $y = 0$ mm, $x = 10$ mm) tendieren hingegen zu Zugspannungen. Dies ist dahingehend plausibel, dass die Spannungen in Radialrichtung den radialen Materialfluss bzw. Widerstand des Trägerblechs gegenüber dem radialen Materialfluss darstellen. In tangentialer Richtung herrschen hingegen Zugspannungen im Trägerblech vor, die auf die Lochausweitung zurückzuführen sind. Beim Vergleich der beiden z-Lageneinstellungen unter Berücksichtigung der Streuniveaus bei Eigenspannungsmessungen von ± 20 MPa sind im Trägerblech kaum Spannungsunterschiede zu verzeichnen. Die Druckspannungen liegen bei beiden Einstellungen bei Werten bis etwa (-) 150 MPa. Die Zugeigenspannungen im Hilfsfügeelement liegen ebenso auf vergleichbarem Niveau.

Hervorzuheben sind die Messregionen, in denen die Messrichtung ($\phi = 0^\circ$) zur Bestimmung der Tangentialspannungen führt. In diesen Regionen sind bei der z-Lage von 0,6 mm Zugeigenspannungswerte von 0 MPa bis 40 MPa festzustellen. Bei der geringeren z-Lage von 0,4 mm sind in diesen Messregionen hingegen auch Druckeigenspannungen zu detektieren. Diese fallen zwar geringer aus als die radialen Druckeigenspannungen, sind jedoch unter Berücksichtigung der Messwertstreuung trotzdem als Druckeigenspannungen zu deklarieren. Dieser Unterschied in den Tangentialspannungen ist als Ursache für das frühere Versagen der Proben bei der z-Lageneinstellung von 0,6 mm anzunehmen. Die hier vorherrschenden Zugeigenspannungen in tangentialer Richtung führen zu einem früheren Erreichen der Grenzspannungen und schließlich zum Versagen bei geringeren Lastniveaus (vgl. Abbildung 63). Als Ursache für die vorherrschenden oberflächennahen Druckeigenspannungen bei einer geringeren z-Lage sind das umgeformte Hilfsfügeelement-Volumen im oberen Drittel und der umgeleitete Materialfluss durch die Relativpositionsverschiebung (vgl. Abschnitt 5.3.3) in die obere Kavität anzuführen. Die materialflusshemmende Wirkung des Trägerblechs greift bei einer niedrigeren z-Lage weiter unterhalb der Hilfsfügeelement-Mittelebene an. Dadurch wird der primäre Materialfluss des Hilfsfügeelementes auf der Oberseite zusätzlich gefördert, wodurch eine größere radiale Ausbreitung auf der Oberseite resultiert. Es entsteht somit die kelchförmige Trennfugengestalt. Der deutlich größer ausfallende Hinterschnittanteil im oberen Bereich der Kontaktzone führt zu einem Überhang des Hilfsfügeelementes über dem Trägerblech, wodurch das Trägerblech in dem Kontaktbereich nach unten gedrückt

wird. Dieser Effekt ist der Lochausweitung überlagert und führt oberflächennah zur Ausbildung der Druckeigenstressungen, welche die Rissinitiierung hemmen.

5.4.4 Zusammenfassung des Versagensverhaltens

Es konnte mit den Standardverfahren der Verbindungsfestigkeitsprüfung nachgewiesen werden, dass durch die quasistatische Belastung das Trägerblech in der Einpresszone des Hilfsfügeelementes großen Deformationen unterworfen ist. Solange die Deformationen im Trägerblech zunehmen, ist folglich von einer Kraftübertragung vom Stahl-Basisblech über das Hilfsfügeelement in das Trägerblech auszugehen. Erst zu dem Zeitpunkt, ab dem der Hinterschnittanteil nicht mehr kraftübertragend wirkt, kommt es zum Herauslösen des Hilfsfügeelementes aus dem Trägerblech und damit zum totalen Versagen der Verbindung. Übereinstimmend zu der Analyse des Verfestigungsfeldes auf Basis von Abbildung 57 wird das Trägerblech, das in der Fügezone die geringste Festigkeit aufweist, nahezu ausschließlich verformt, bis es zum Versagen kommt.

Bezüglich der zyklischen Festigkeitsuntersuchungen sind die Eigenspannungszustände als festigkeitssteigernd zu deuten. Die vorherrschenden oberflächennahen Druckeigenstressungen verzögern, gemäß dem Riss-schließeffekt [219], die Rissinitiierung und das Risswachstum. Erst nach Überschreitung des Betrags der Druckspannung und einem weiteren Anstieg der Spannung infolge der zyklischen Belastung können Mikrokerben entstehen, an denen die Risse initiiert werden. Der zur Normalspannung senkrechte Rissverlauf deutet ferner darauf hin, dass die Tangentialspannungen zur Rissinitiierung und zum späteren Versagen durch Schwingungsrisse führen. Geringfügige Unterschiede bei den unterschiedlichen z-Lagen konnten bei den wirkenden Tangentialspannungen detektiert werden, die als eine Ursache der höheren Lage der Wöhlerlinie anzuführen sind.

Ebenso ist hervorzuheben, dass mit den erarbeiteten Schweißparametern in keinem Fall der Schweißpunkt versagt hat. Darüber hinaus ist auch kein Bruch am eingepressten Hilfsfügeelement aufgetreten, was dahingehend zu deuten ist, dass der Hilfsfügeelement-Werkstoff durch die Umformhistorie noch nicht in dem Versagensbereich liegt. Die zusätzlichen Verbindungsmechanismen wie Oberflächentopografie und kraftschlüssige Verbindungsanteile, die durch die Verspannung entstehen, wirken verbindungsfestigkeitssteigernd, sind aber dem Formschlussanteil in ihrer

Wirkung unterzuordnen. Ferner führt die durch den Eintauchprozess eingebrachte Verfestigung im Trägerblech und im Hilfsfügeelement zu einem Anstieg der notwendigen Spannung zur Deformationsinitiierung. Damit wirkt auch die eingebrachte Verfestigung verbindungsfestigkeitssteigernd.

Dieses Gesamtbild des Versagensverhaltens des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen in den etablierten Lastfällen ergänzt das Prozessverständnis um die essenziellen Erkenntnisse für anwendungsspezifische Verbundauslegungen. Die Signifikanz der z-Lage als Einflussfaktor spiegelt sich in den Versagensbildern wider und kann gezielt ausgenutzt werden, um beanspruchungsgerechte Verbindungsstellen bei sonst konstant gehaltenen Prozessparametern zu erhalten. Ebenso konnte nachgewiesen werden, dass die gewählten Widerstandspunktschweiß- Prozessparameter zu soliden Schweißergebnissen führen, womit eine Anwendbarkeit der konventionellen Widerstandspunktschweiß-Verfahrenstechnik belegt ist.

5.5 Bewertung und Einordnung auf Basis der Systemanalyse

Durch die Prozessanalyse der umformtechnischen Prozessschritte des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen ist eine Einordnung der Erkenntnisse in den Stand der Technik möglich. Ferner gelingt es, eine Gegenüberstellung zu den bereits bekannten Widerstandselementschweiß-Verfahren aufzubereiten.

Ein wesentlicher Unterschied zu den Verfahrensalternativen des Widerstandselementschweißens ist die Möglichkeit, den Materialfluss beim Eintauchen des Hilfsfügeelementes zu steuern und damit die Verbindungsfestigkeit anforderungsgerecht zu beeinflussen. Denn durch die Materialflusssteuerung wird die Um- und Ausformung der Kavität durch das Hilfsfügeelement bestimmt. Vor dem Hintergrund, dass der Formschluss als der signifikante Wirkmechanismus herausgearbeitet werden konnte, ist die Materialflusssteuerung auch als die zu priorisierende Maßnahme zur Einstellung der Verbindungsfestigkeit hervorzuheben. Als den Materialfluss beeinflussend, wurden im Vorangegangenen die Fertigungsparameter der Halbzeugherstellungsprozesse, das Scherschneiden der Hilfsfügeelemente und das Einsenken und Lochen der Trägerbleche, charakterisiert. Infolge des Scherschneidens der Hilfsfügeelemente entstehen an der Außenkontur der Elemente Schnittflächen, deren Übereinstimmung mit dem Stand der Technik belegt werden konnte. Als Ursache für eine geän-

derte Volumenverteilung der Hilfsfügeelemente führen die Schnittflächenausprägungen zu unterschiedlichen Verbindungsfestigkeiten. Dies kann, anders als eine Werkzeugformänderung bei den Verfahrensvarianten, bereits durch eine Adaption des Schneidspaltes ausgenutzt werden, um verschiedene Festigkeitsniveaus bei sonst konstanten Fertigungsparametern zu erhalten. Die zusätzliche festigkeitssteigernde Wirkung der Mikroformschlüsse infolge der Kontaktierung der Schnittflächentopografien in der Trennfuge konnte ebenso nachgewiesen werden und als untergeordnet einsortiert werden. Durch das Einsenken und Scherschneiden des Aluminium-Trägerblechs ist das analysierte Widerstandselementschweiß-Verfahren am signifikantesten von den Verfahrensalternativen zu differenzieren. Dieser zusätzliche Prozessschritt führt zur gezielten Kavitätsausbildung und führt zu dem Vorteil, die Werkstückeigenschaften des Trägerblechs in der Fügezone gezielt beeinflussen zu können. Anders als bei den bekannten Widerstandselementschweiß-Verfahren ist auf diese Weise eine beidseitig bündige Fügezone darstellbar, die einen beidseitigen Formschluss besitzt. Die nachgewiesene Verfestigung im Reststeg des Trägerblechs führt zur lokalen Behinderung und Umlenkung des Hilfsfügeelement-Materialflusses. Somit wird gemäß dem Stand der Technik die lokal induzierte Materialverfestigung infolge des Einsenkens zur Beeinflussung des Materialflusses ausgenutzt. Diese Stellgröße ist bei den Widerstandselementschweiß-Verfahren als einzigartig hervorzuheben und ermöglicht es, den Hinterschnittanteil des Hilfsfügeelementes und damit den Formschluss zu beeinflussen. Damit einhergehend ist gemäß der Priorisierung der Festigkeit-Wirkmechanismen die Verbindungsfestigkeit variabel einzustellen. Als weiterer Vorteil zeigte sich, gemäß den Erkenntnissen zum Präge-Scherschneiden, die ausbleibende Ausformung des Schnittgrates, wodurch die Ausformung der Kavität von hoher Qualität und wie von Kaltumformprozessen bekannt von hoher Maßgenauigkeit ist.

Der Stauchprozess ist als weiteres Differenzierungsmerkmal gegenüber den bekannten Widerstandselementschweiß-Verfahren einzuordnen. Die finale, kraftübertragende Geometrie des Hilfsfügeelementes entsteht erst mit Beendigung des Stauchprozesses im Zusammenspiel mit dem zuvor beschriebenen Einsenkprozess. Dies reduziert die Herstellkosten für die Hilfsfügeelemente im Vergleich zu den Verfahrensalternativen signifikant, da Schnittreste mit geringen Anforderungen an Form und Materialgüte eingesetzt werden können. Die finale Geometrie der Fügezone ist mit gleichbleibenden Halbzeugen anforderungsgerecht gezielt herzustellen. Dies führt zu einem Höchstmaß an Flexibilität. Die drei charakteristischen Materialflüsse (primärer, sekundärer und tertiärer Materialfluss) infolge

des Stauchprozesses wurden als steuerbar kategorisiert. Als die signifikanteste Einstellgröße ist dabei die z-Lage identifiziert worden. Mithilfe der Volumenmodellierung konnte ein Prozessauslegungsmodell auf Basis der Erkenntnisse erarbeitet werden, wodurch die Verbindungsfestigkeit als stufenlos einstellbar charakterisiert werden kann. Die Modellierung berücksichtigt zudem die Einflussgrößen aus den Halbzeugherstellungprozessen und ist somit als ganzheitlicher Modellierungsansatz einzuordnen. Gemäß den Erkenntnissen aus dem Stand der Technik führt der Stauchprozess zu einer deutlichen Kaltverfestigung sowohl im Hilfsfügeelement als auch im Trägerblech. Der bekannte Effekt des Ausbauchens konnte ebenso beobachtet werden und zur Beeinflussung des Erstkontaktes zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech und der damit einhergehenden Materialflussinduktion im Trägerblech kontrollierbar gestaltet werden. Im Vergleich zu den Widerstandselementschweiß-Alternativen sind nachteilig die hohen erforderlichen Fügekräfte bzw. Stauchkräfte zu nennen, die gemäß dem Stand der Technik besonders beim Stauchen von Blechhalbzeugen zu verzeichnen sind.

Aufgrund der festgelegten Standardkonfiguration und des geometrischen Parametersets ist der konventionelle Widerstandspunktschweiß-Prozess anwendbar. Die Ausbreitung der Wärmeeinflusszone und die Temperaturfeldanalyse deuten darauf hin, dass sich in der Trennfuge keine intermetallischen Phasen ausbilden. Somit sind keine unerwünschten spröden Verbindungszonen vorherrschend, die beim direkten Verschweißen von Stahl und Aluminiumlegierungen, aber auch bei einigen Widerstandselementschweiß-Alternativen als Begleiterscheinung auftreten oder sogar als Hauptwirkmechanismus zur Kraftübertragung genutzt werden. Die Gültigkeit der aus dem Stand der Technik bekannten sehr lokalen Wärmeeinbringung des Widerstandspunktschweißens kann für das Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen erweitert werden.

Die durchgeführten Festigkeitsprüfungen führen zu einer Kategorisierung des Versagensverhaltens von Widerstandselementschweiß-Verbindungen mit gestauchten Hilfsfügeelementen als das eines mechanischen Verbindungsverfahrens wie bei allen anderen Widerstandselementschweiß-Verfahren. Das höhere Festigkeitsniveau des Stoffschlusses zwischen Hilfsfügeelement und Stahl-Basisblech führte stets zum Ausknöpfen des Elementes aus dem Trägerblech. Je nach ausgebildetem Hinterschnitt trat dabei eine geringe bis extreme Deformation des Trägerblechs auf, was die signifikante Wirkung des makroskopischen Formschlusses unterstreicht. Auch hier konnte die übergeordnete Rolle der z-Lageneinstellung als Einfluss-

größe bestätigt werden, wodurch die flexible Einstellmöglichkeit der Verbindungsfestigkeit gegenüber den Prozessalternativen des Widerstandselementschweißens hervorzuheben ist. Auch der wirkende Kraftschluss, nachgewiesen durch den vorherrschenden Zug-Druck-Spannungszustand im Hilfsfügelement und Trägerblech, ist bei den Alternativen nicht (beim Einsetzen in ein Vorloch) bis kaum (beim zusätzlich thermisch unterstützten Stauchen durch die Schweißzange) vorhanden. Vorteile daraus konnten in der zyklischen Verbindungsfestigkeit identifiziert werden, da die in der Trennfuge wirkenden Druckspannungen gemäß dem Stand der Technik die Rissentstehung verzögern.

6 Numerische Materialflussanalyse und experimentelle Effektanalyse zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit

Im Folgenden werden die zuvor erarbeiteten Erkenntnisse zum Materialfluss und dessen Steuerung in einem numerischen Modell abgebildet. Die Beeinflussbarkeit der verbindungsbildenden Wirkmechanismen durch ausgewählte Halbzeug- und Werkzeuggeometrie-Variationen wird erörtert. Aus der Materialflussmodellierung und den Variationsbetrachtungen ist es abschließend möglich, die erarbeiteten Zusammenhänge der Einzelprozesse als Gesamtmodell des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügelementen darzustellen.

6.1 Numerische Materialflussanalyse des Stauchens

Der Aufbau der angewandten finite Element Modellierung ist in Abschnitt 4.4 detailliert beschrieben. Als Grundlage für belastbare Materialflussanalysen der Umformprozesse wird dieses Modell zuerst validiert, bevor es zur Visualisierung des Materialflusses in dem jeweiligen Prozess genutzt wird. Die Validierung wird anhand der Standardkonfiguration und der Werkstoffpaarung CR3 als Hilfsfügeelement sowie Al6-Out als Trägerblech durchgeführt.

6.1.1 FE-Modellvalidierung

Das Prozessmodell des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügelementen bildet den Halbzeugfertigungs- und Fügeprozess vereinfacht in einem rotationssymmetrischen Modell ab. Diese Vereinfachung ist mit den Analysen der Werkstoffeigenschaften aus Abschnitt 4.1 sowie auf Basis der resultierenden Eigenschaften der Fügezone, wie sie im Kapitel 5 dargelegt wurden, zulässig, um den Materialfluss vertiefend zu behandeln.

Das Scherschneiden der Hilfsfügeelemente liegt nicht im Fokus der Materialflussuntersuchungen und wird im Rahmen der numerischen Analyse des Materialflusses abstrahiert dargestellt. Das Hilfsfügeelement wird dabei im Initialzustand nach dem Scherschneidprozess geometrisch modelliert, indem die Schnittflächenkontur als Außenkontur abgebildet wird. Wie in Abschnitt 5.2.1 erarbeitet und in Abschnitt 5.3.3 zur Modellierung

des z-Lagenmodells zur Beeinflussung des Materialflusses mathematisch beschrieben, beeinflusst die Schnittflächenkontur die Verteilung des umzuformenden Hilfsfügeelement-Volumens. Somit wird das Hilfsfügeelement im Initialzustand gemäß den Schnittflächenkenngrößen aus Abbildung 22 abgebildet. Der Massenvergleich des idealisierten und des realen Hilfsfügeelementes, dargestellt in Abbildung 67, hinterlegt die hohe Übereinstimmung der geometrischen Modellierung des Initialzustandes.

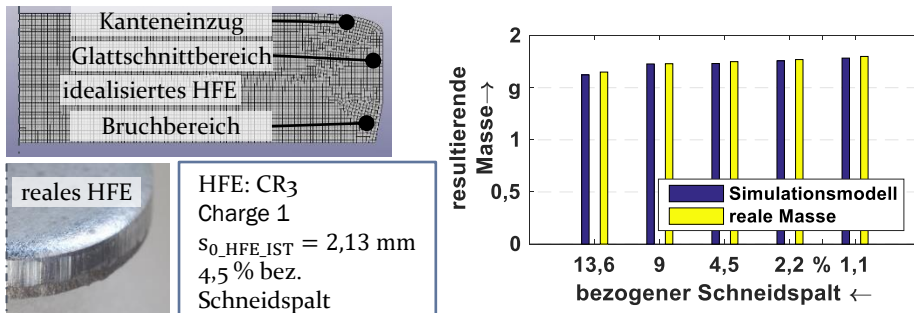


Abbildung 67: Massenvergleich des idealisierten Hilfsfügeelementes

Da im Folgenden die Materialflussunterschiede bei unterschiedlicher Ausprägung der Schnittflächenkenngrößen analysiert werden, sind in Abbildung 67 die Massenvergleiche zu den verschiedenen Schneidspaltkategorien aufgeführt. Über alle Fälle hinweg wird eine Übereinstimmung der Masse von über 99 % erzielt. Nicht berücksichtigt bleibt bei dieser Modellierung die Aufhärtung des Hilfsfügeelementes im Schnittkantenbereich. Es ist bekannt, dass im Bereich des Bruchanteils und Glattschnittanteils randnah eine kaltverfestigte Zone resultiert [111]. Es ist anzunehmen, dass dieser verfestigte Bereich den radialen Materialfluss des Hilfsfügeelementes beeinflusst, der Effekt jedoch auf sehr geringem Niveau liegen wird, da die Aufhärtung über die Höhe nur geringe Gradienten aufweist. Eine Fokussierung auf die korrekte Volumenmodellierung des Hilfsfügeelementes ist folglich als valide anzunehmen.

Der Prozess des Einsenkens der Prägekante in das Trägerblech wird hingegen numerisch abgebildet, da der verfestigte Reststegbereich als ein wesentlicher Einflussfaktor zur Materialflussbeeinflussung kategorisiert werden konnte. Das im gleichen Pressenhub anschließende Scherschneiden wird mit dem Simulationsmodell vereinfacht dargestellt. Auch hier liegt der Fokus auf dem realitätsnahen Abbilden des Materialflusses, um die geometrische Form sowie die Werkstückeigenschaften des Trägerblechs als Initialzustand für den Stauchprozess so präzise wie möglich zu erhalten. Folglich ist das Scherschneiden des eingesenkten Trägerblechs

durch Ausblenden von Elementen beim Erreichen der Bruchgrenzdehnung modelliert. Dies führt zu keiner exakten Darstellung der Schnittflächenkenngrößen am Trägerblech. Für die Materialflussanalysen im Stauchprozess ist dies jedoch nicht weiter relevant, da bereits aus der Systemanalyse des Einsenkprozesses eine nahezu vollständige senkrechte Schnittflächenkante bekannt ist. Die resultierende Trägerblechkontur von Simulation und Versuch ist in Abbildung 68 gegenübergestellt.

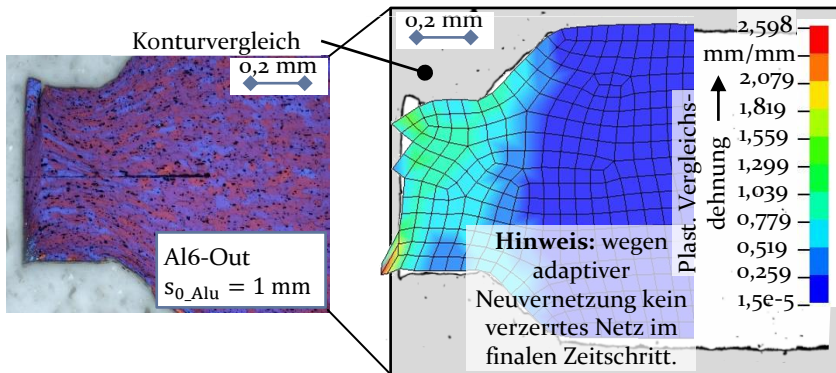


Abbildung 68: Gegenüberstellung resultierende Kontur des Trägerblechs - FEM Simulation und Versuch

Aus dem qualitativen Vergleich geht hervor, dass die Geometrie des Trägerblechs nach dem Einsenkprozess in guter Übereinstimmung abgebildet wird. Die Schnittflächengeometrie weist stellenweise eine Abweichung vom senkrechten Verlauf auf, was auf die rechenzeitoptimierte Diskretisierung zurückzuführen ist. An dieser Stelle sei noch darauf hingewiesen, dass wegen der Nutzung des adaptiven Neuvernetzungsalgorithmus eine Abbildung des verzerrten Netzes im Finalzustand nicht möglich ist.

Zur Abbildung des Stauchvorgangs wurden folgende Annahmen getroffen. Aufgrund der rotationssymmetrischen 2D-Modellierung mit r-adaptiver Neuvernetzung wird abweichend zum Realversuch die Pressensteuerung auf Wegsteuerung festgelegt. Dies erfordert als Randbedingung die Definition der Restspalthöhe bzw. des unteren Umkehrpunktes. Zur Kalibrierung des Umkehrpunktes wurde im Versuch bei einer Kraftsteuerung mit dem Zielwert von 1600 kN die Restspalthöhe an beiden Seiten des Stauchwerkzeuges zwischen Werkzeugober- und Werkzeugunterplatte bestimmt. Darüber hinaus wurde die Enddicke des gestauchten Hilfsfügeelementes nach dem Stauchprozess erfasst. Es gilt hierbei zu berücksichtigen, dass die Werkzeugkomponenten im Simulationsmodell als Starrkörper modelliert

sind, weswegen im aufgebauten numerischen Modell keine Werkzeugdurchbiegung abbildbar ist. Im Versuch hingegen ist eine Werkzeugdurchbiegung zu beobachten. Belegt werden kann das Vorliegen der Durchbiegung durch die folgenden zwei Messgrößen. Zum einen ist die Enddicke des Hilfsfügeelementes zu berücksichtigen. Das Element weist in der Standardkonfiguration im Zentrum eine Enddicke von $1,3 \text{ mm} \pm 0,02 \text{ mm}$ auf (Randdicke von ca. $1,26 \text{ mm} \pm 0,02 \text{ mm}$). Die im Versuch bestimmte Enddicke gilt als die Dicke nach der elastischen Rückfederung des Hilfsfügeelementes. Unter Berücksichtigung dieses Effekts ist im Zentrum des Stauchwerkzeuges eine Restspalthöhe in gleicher Größenordnung wie die Enddicke des Hilfsfügeelementes abzüglich der auftretenden elastischen Rückfederung zu vermuten. Die zweite Messgröße zur Werkzeugdurchbiegung konnte durch die Stauchung eines Bleidrahtes gewonnen werden, der beim Stauchprozess kreisförmig um das Trägerblech in drei definierten Abständen mit gestaucht wurde. Aufgrund der duktilen Werkstoffeigenschaften des Bleidrahtes ist keine Beeinflussung des Stauchprozesses zu erwarten. Es ist daraus der radiale Verlauf der Restspalthöhe abzuleiten. Der resultierende Zusammenhang der Restspalthöhe ist in Abbildung 69 dargestellt.

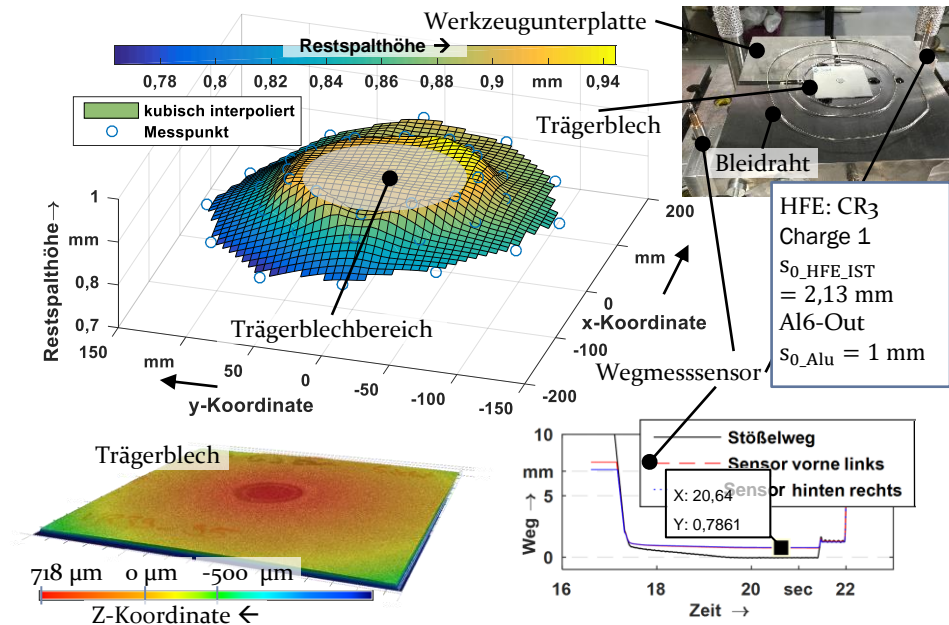


Abbildung 69: Restspalthöhe und Trägerblechaufdückung im Zentrum

Durch die Bleidrahtmessung konnte nachgewiesen werden, dass die Restspalthöhe vom Rand des Werkzeuges hin zum Trägerblech zunimmt. In

unmittelbarer Nähe des Trägerblechrandes bzw. in einem Radius von 55 mm weist der Bleidraht eine Restdicke von 0,92 mm auf. Das Trägerblech besitzt eine Blechdicke von 1 mm, die zum Zentrum hin bis auf 1,3 mm (Hilfsfügeelement-Enddicke) ansteigt. Nach außen zur Werkzeugkante hingegen sinkt die Restspalthöhe auf 0,82 mm, gemittelt über den Umfang. Dies stimmt gut überein mit den Messwerten der Wegsensoren am Rand der Werkzeugplatte, die eine minimale Restspalthöhe von 0,78 mm aufzeichnen. Diese Durchbiegung kann mit dem Simulationsmodell nicht abgebildet werden, da starre Werkzeugkomponenten modelliert wurden. Es gilt folglich, die Restspalthöhe so zu wählen, dass die Hilfsfügeelement-Enddicke korrekt abgebildet wird. Aus diesen Kalibrierungsuntersuchungen für die Randbedingung der Wegsteuerung wird daher eine über die Werkzeugfläche konstante Restspalthöhe von 1,27 mm gewählt. Mit dieser Einstellung ist mit dem Simulationsmodell eine zentrale Hilfsfügeelement-Enddicke nach dem elastischen Aufspringen von 1,32 mm zu erreichen. Zur Gegenüberstellung der resultierenden Verbundgeometrie dient der in Abbildung 70 dargestellte Vergleich.

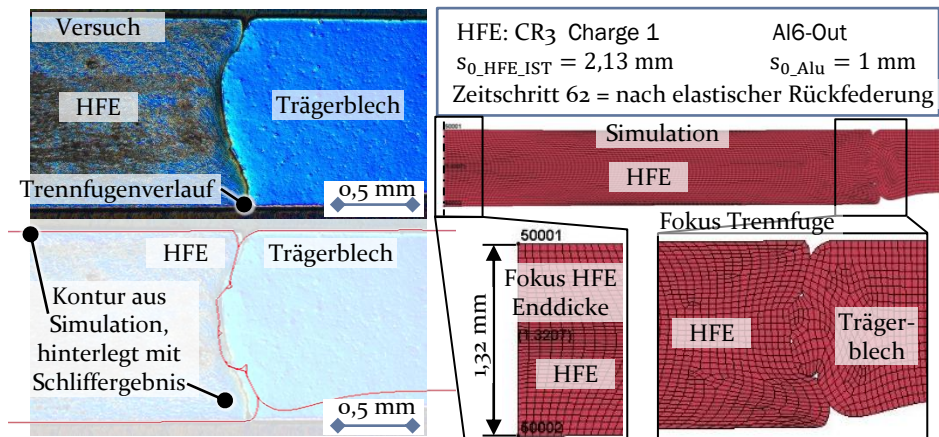


Abbildung 70: Gegenüberstellung des Trennfugenverlaufs im Verbund aus Simulation und Versuch sowie Enddickenermittlung des Hilfsfügeelementes in der Simulation

Die zentrale Hilfsfügeelement-Enddicke von 1,32 mm wird mit dem Simulationsmodell exakt abgebildet. Der resultierende Trennfugenverlauf ist ebenso in Abbildung 70 dem Verlauf aus dem Versuch gegenübergestellt. Es ist in guter Näherung eine hohe Übereinstimmung des Verlaufs festzustellen. Einen Überschuss an Hinterschnittanteil auf der Unterseite sowie eine geringere Aufdickung des Trägerblechs im Kontaktbereich sind als Differenz zwischen Simulation und Versuch hervorzuheben. Als eine Ursa-

che hierfür ist die idealisierte Modellierung des Bruchbereichs des Hilfsfügeelementes in der Simulation zu nennen. Die Annahme des linearen Verlaufs der Bruchkontur führt zu einer Volumenüberschätzung im Modell, sodass im unteren Bereich ein höheres Umformvolumen zur Verfügung steht. Des Weiteren führt die Starrkörpermodellierung der Werkzeugkomponenten zu keiner Durchbiegung der Stauchbahnen. Dadurch würde der tertiäre Materialfluss des Trägerblechs erst bei geringeren Restspalthöhen initiiert werden, was aber ausbleibt, da die Restspalthöhe den Umkehrpunkt definiert. Der resultierende Hilfsfügeelement-Durchmesser auf der Oberseite sowie die Umformzone im Trägerblech können mithilfe des GOM-Systems mit dem Realversuch quantitativ verglichen werden. Die Gegenüberstellung ist hierzu in Abbildung 71 dargestellt.

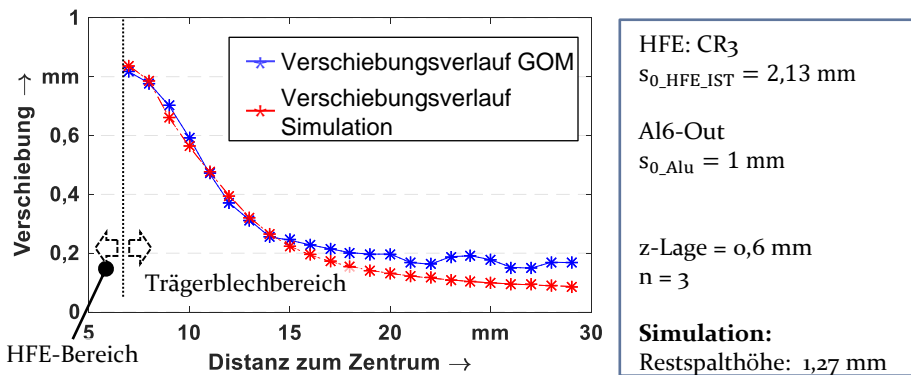


Abbildung 71: Verschiebungsvergleich von Simulation und Versuch mittels GOM-Messsystem

Aus der Darstellung des Verschiebungsfeldes der Oberflächen-Gitterpunkte aus der Simulation mit dem im Versuch auftretenden Verschiebungsfeld ist bei der gewählten Restspalthöhe eine hohe Übereinstimmung von Simulation und Experiment festzustellen. Gemäß der Methode der kleinsten mittleren Fehlerquadrate ist die Wurzel der gemittelten Summe der Quadrate der Fehler mit 5 % auf einem niedrigen Niveau und damit das Annäherungsmaß beider Kurven als hoch zu bewerten. Im hilfsmengeelementnahen Bereich bis zu einer Distanz von 15 mm sind die Verschiebungsverläufe nahezu identisch. Erst mit größerer Distanz zum Hilfsmengeelementzentrum unterschätzt die Simulation die Verschiebungen. Hierbei ist allerdings auch das Grundrauschen in den versuchstechnisch ermittelten Verschiebungswerten (vgl. Abbildung 48) zu berücksichtigen, sodass insgesamt von einer hohen Übereinstimmung ausgegangen werden kann. Die Vorgabe der Restspalthöhe von 1,27 mm kann auf Basis dieser

Vergleiche zusammenfassend als valide angenommen werden. Hinsichtlich der Fokussierung der Simulationsanwendung auf die Analyse des Materialflusses ist die Wahl der Restspalthöhe basierend auf dem resultierenden Verschiebungsfeld auch gerechtfertigt. Die im Stauchprozess wirkenden Kräfte werden hingegen in der Simulation auf einem geringeren Niveau liegen. Diese Annahme leitet sich aus der Modellierung der Werkzeugkomponenten als Starrkörper ab. Ein nicht zu vernachlässigender Anteil der im Versuch gemessenen Stauchkraft wird zur elastischen Umformung der Werkzeugkomponenten genutzt. Dieser Anteil ist in der Simulation unberücksichtigt. Um die Höhe des Kraftunterschiedes zu erhalten, wird in Abbildung 72 die resultierende Stauchkraft von Simulation und Versuch ergänzend gegenübergestellt. Zusätzlich ist in dem Diagramm der aus der Simulation resultierende Kraft-Weg-Verlauf eingefügt, der bei einer Restspalthöhe von 1,0 mm zu verzeichnen ist.

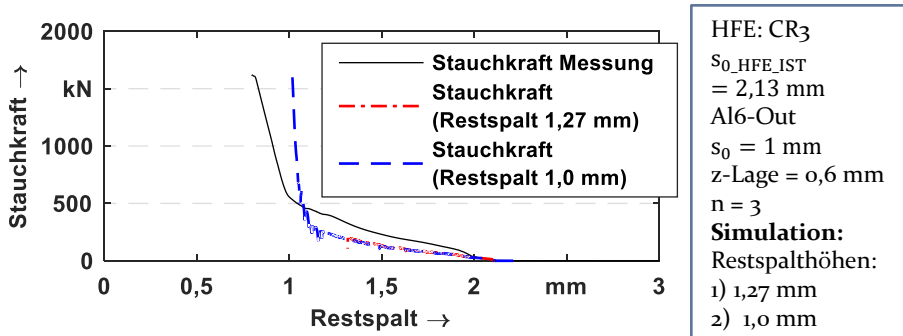


Abbildung 72: Kraft-Weg-Diagramm zum Vergleich von Simulation und Versuch

Wie erwartet, liegt in der Simulation bei einer Restspalthöhe von 1,27 mm die wirkende Stauchkraft im Maximalwert auf einem signifikant geringeren Niveau als im Versuch. Dies ist durch mehrere Annahmen in der Modellierung zu begründen. Eine untergeordnete Rolle wird die sehr gering unterschätzte Hilfsfügeelement-Masse gemäß Abbildung 67 und die vernachlässigte Aufhärtung infolge des Scherschneidprozesses an den Hilfsfügeelementen spielen. Als Hauptursache für die Kraftabweichung ist die Modellierung der Werkzeugkomponenten als Starrkörper anzuführen. Ferner trägt die Annahme des konstanten Reibkoeffizienten durch die Verwendung des Coulomb'schen Reibmodells dazu bei, dass die notwendige Stauchkraft im Simulationsmodell unterschätzt wird [109]. Vergleichbare Maximalkräfte von 1600 kN, wie sie im Versuch ermittelt wurden, sowie der exponentielle Anstieg der Stauchkraft sind dennoch im Simulationsmodell erzielbar. Allerdings werden diese Kraftniveaus erst bei geringeren Restspalthöhen von bis zu 1 mm erreicht. Die aufgeführten Argumente führen

zu der abschließenden Bewertung, dass das Simulationsmodell für die Grundlagenuntersuchungen des Materialflusses zur Vervollständigung des Prozessverständnisses eine realitätsnahe Abbildung der Hilfsfügeelement-Einförmung darstellt.

6.1.2 Numerische Materialflussanalyse

In Abschnitt 5 wurde die signifikante Bedeutung der z-Lageneinstellung zur Beeinflussung der erzielbaren Festigkeiten herausgearbeitet. Da dies die Prozessgröße darstellt, über die der Materialfluss primär gesteuert werden kann, wird das Simulationsmodell genutzt, diesen Zusammenhang numerisch zu belegen. Hierzu werden mithilfe des validierten Simulationsmodells drei z-Lageneinstellungen berechnet. Mit der folgenden Abbildung 73 kann die Darstellung aus Abschnitt 5.3.1 ergänzt werden.

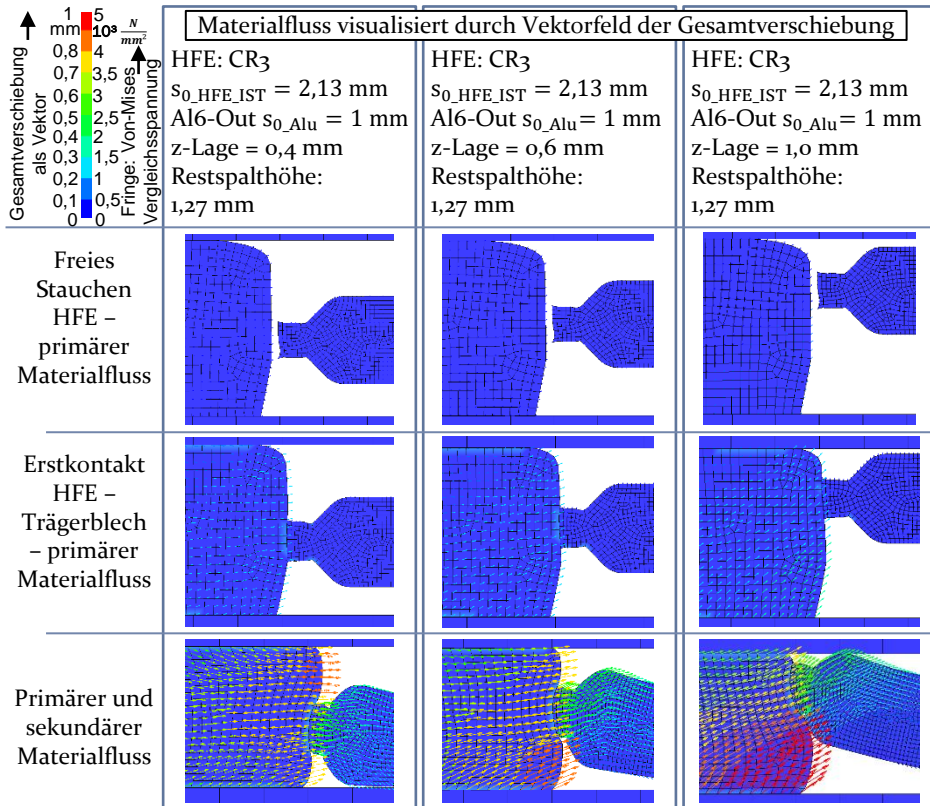


Abbildung 73: Materialfluss bei unterschiedlichen z-Lageneinstellungen

Zur Gegenüberstellung des Materialflusses wurde das Stauchen bei den z-Lagenwerte 0,4 mm, 0,6 mm und 1,0 mm simuliert. Die resultierende Initiallage ist in der ersten Zeile der Abbildung 73 dargestellt. Das freie Stauchen und der primäre Materialfluss sind erwartungsgemäß bei allen drei Einstellungen identisch. Im Kantenbereich des Hilfsfügeelementes führt die Geometrie der Schnittflächenkenngrößen zu einem tendenziell nach oben gerichteten Materialfluss der Gitterpunkte. Hierzu führen die angewinkelte Bruchfläche und der auslaufende Kanteneinzugsbereich. Der Kanteneinzugsbereich wird folglich zuerst eingeebnet. Das verdrängte Material fließt infolgedessen in radiale Richtung und besitzt dabei einen z-Anteil an Bewegungsrichtung. In der zweiten Zeile wird die signifikante Rolle der z-Lageneinstellung deutlich hervorgehoben. Durch diese Einstellgröße wird der Auftreffpunkt zwischen dem primären Materialfluss des Hilfsfügeelementes und der Initiierung des sekundären Materialflusses des Trägerblechs bestimmt. Bei der mittleren Einstellung der z-Lage von 0,6 mm ist die symmetrische Ausformung des oberen und unteren Volumenanteils des Hilfsfügeelementes in diesem Zeitschritt zu erkennen. Eine nach oben verschobene z-Lage (in diesem Fall 1,0 mm) führt hingegen zu einer Hemmung des primären Materialflusses im oberen Hilfsfügeelement-Bereich und zu einem erleichterten Materialfluss im Bruchbereich. Die Ausformung des Hilfsfügeelementes wird zunehmend asymmetrisch zur Mittelebene und führt zu einer kelchförmigen Geometrie des Hilfsfügeelementes im Trägerblech. Bei der z-Lageneinstellung von 0,4 mm wird hingegen der primäre Materialfluss im Kanteneinzugs- und Glattschnittbereich gefördert. Es folgt eine überhängende Ausformung des Hilfsfügeelementes und eine hinterschnittige Hilfsfügeelement-Geometrie, deren Hauptwirkung als Verbindungsfestigkeit in die Ausdrückrichtung „oben nach unten“ entfaltet wird. Nach Eintritt des sekundären Materialflusses ist zudem ein rotatorischer Bewegungsanteil im Vektorfeld des Trägerblechs zu verzeichnen. Dadurch, dass das Trägerblech nicht niedergehalten wird, führt der primäre Materialfluss zum Aufbiegen des Lochrandes des Trägerblechs. Entscheidend für die Richtung und die Ausprägung des Aufbiegens ist dabei die Lage des Auftreffpunkts in Blechdickenrichtung. Das Aufstauen des Trägerblechs infolge des sekundären Materialflusses und der dabei begleitend auftretenden Aufdickung des Trägerblechs führt abschließend zum tertiären Materialfluss. Dieser bezweckt eine Ausrichtung und Einebnung der zwischenzeitlichen Aufbiegung des Trägerblechs.

Der zweite im Kontext zur Gesamtzielstellung stehende Aspekt, der mit dem Simulationsmodell analysiert wird, ist die Materialflussabhängigkeit

vom Schnittflächenverlauf der Hilfsfügelemente. Hierzu ist der Materialfluss bei unterschiedlich ausgeprägten Schnittflächenkenngrößen über die Bewegungstrajektorien in Abbildung 74 dargestellt.

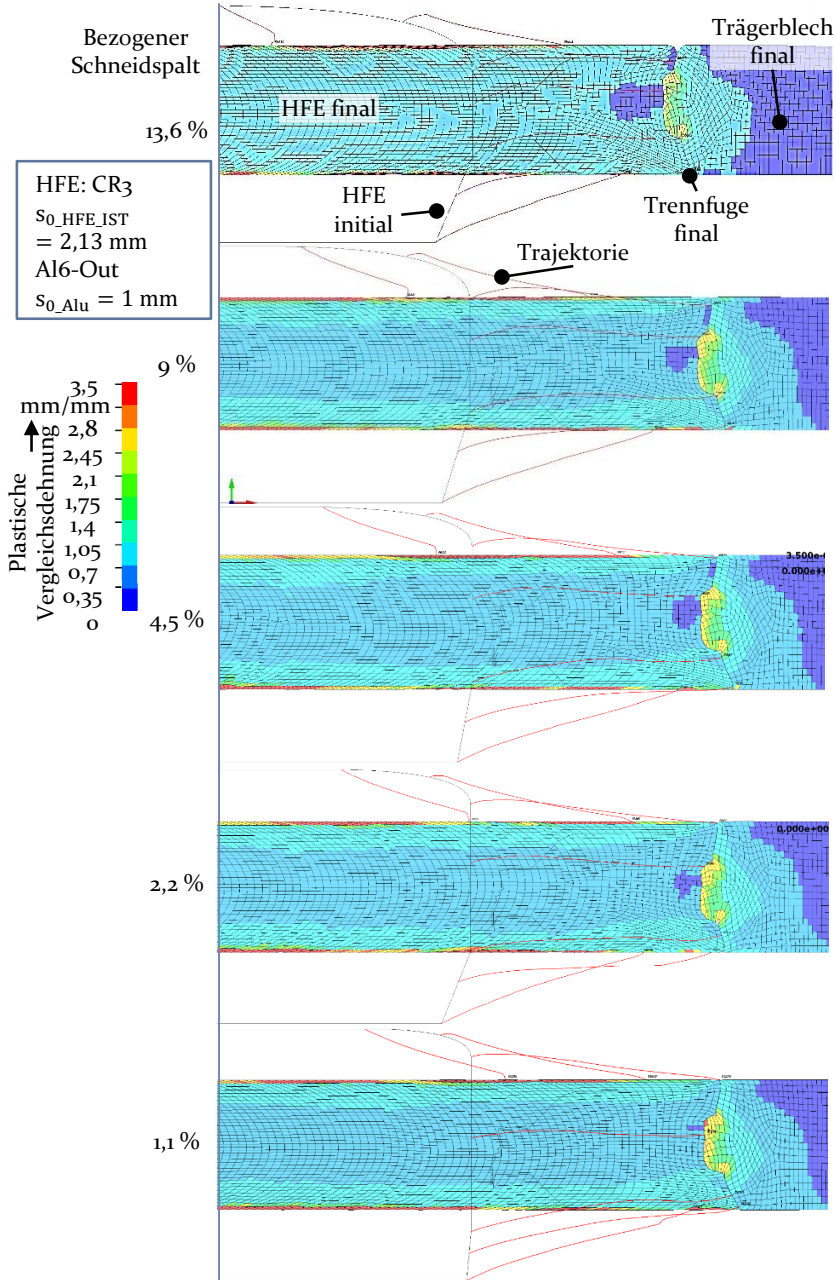


Abbildung 74: Materialfluss der Schnittflächenkontur

Wesentlicher Bestandteil in der z-Lagenformulierung ist, basierend auf den Schnittflächen-Untersuchungen in Abschnitt 5.2.1, die Volumenverteilung des umzuformenden Hilfsfügeelement-Volumens abhängig vom Schnittkantenverlauf. In der Trajektorien-Darstellung ist hierzu visualisiert, dass die Trennfuge bei allen bezogenen Schneidspalten zwischen 60 % und 80 % aus dem Glattschnittanteil des Hilfsfügeelementes ausgebildet wird. Bei den bezogenen Schneidspalten von 13,6 %, 9 % und 4,5 % ist der Trennfugenbereich unterhalb des umgeformten Reststeges aus dem Bruchanteil des Hilfsfügeelementes gebildet. Zudem ist ein Anstieg des Volumens unterhalb des Reststeges bei kleiner werdenden Schneidspalten zu vermerken. Da im Initialvolumen des Hilfsfügeelementes der senkrechte Glattschnittanteil weiter nach unten reicht, ist in dieser Umformzone ein höheres umzuformendes Volumen vorhanden, das den zunehmenden Außendurchmesser des Hilfsfügeelementes auf der Unterseite erklärt. Der Kanteneinzugsbereich wird vollständig zur Oberfläche des umgeformten Hilfsfügeelementes geformt, was auf die auslaufende sphärische Kontur zurückzuführen ist.

Die Schnittflächenkenngrößen beeinflussen somit vornehmlich die Höhenverteilung des umzuformenden Hilfsfügeelement-Volumens. Der primäre Materialfluss ist durch die Außenkontur vor allem des Bruchflächenbereichs beeinflusst. Hier führt der Bruchflächenwinkel zu einem verstärkten bzw. abgeschwächten Ausbauchen des Hilfsfügeelementes im Mittelbereich. Der Wirkkette folgend ist durch die Kopplung der Materialflüsse über den Auftreffpunkt zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech auch der sekundäre Materialfluss beeinflusst. Je nachdem in welcher Höhenlage und damit in welchem Schnittflächenbereich dieser liegt, kann entscheidend der rotatorische Anteil im Bewegungsfeld des Trägerblechs festgelegt werden. Dies stellt zum wiederholten Male die Signifikanz der z-Lageneinstellung heraus. Die dominierende Wirkung auf die Höhe der Verbindungsfestigkeit konnte dem makroskopischen Formschluss sowie dem Trennfugenverlauf zugeordnet werden. Einen beeinflussenden Effekt auf diese beiden Faktoren wird den Schnittflächenkenngrößen überwiegend durch die Materialflussabhängigkeit von der Außenkontur und der Volumenverteilung zugeordnet. Der Kontakt in der Trennfuge auf Mikroebene ist, wie bereits in Abschnitt 5.2.1 diskutiert und mit Abbildung 74 ergänzt, zudem aber auch durch die Oberflächenbeschaffenheit, v. a. der Rauheit, beeinflusst. Bei den gewählten Prozessgrößen konnte mit diesen Untersuchungen festgestellt werden, dass hauptsächlich der Glattschnittanteil in der Trennfuge vorherrschend ist und die Kontaktgüte definiert.

6.2 Einflussgrößen der Hilfsfügeelemente-Auswahl und -Herstellung auf die Verbindungsfestigkeit

Bereits in Abschnitt 5.2 wurde dem makroskopischen Formschlussanteil gegenüber dem mikroskopischen Formschlussanteil in Verbindung mit unterschiedlichen Ausprägungen der Schnittflächenkenngrößen eine dominierende Rolle hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit zugeordnet. Darauf aufbauend wird im Folgenden der Einfluss der Hilfsfügeelement-Dicke auf die Verbindungsfestigkeit mit experimentellen Methoden analysiert. Diese Analyse eröffnet anschließend die Möglichkeit, die Abhängigkeit der Wirksamkeit von Mikro- und Makroformschluss zu bestimmen. Dazu wird der Einfluss der Schnittflächenkenngrößen bei unterschiedlichen Hilfsfügeelement-Dicken quantifiziert. Da die Formschlussausbildung maßgebend vom Materialfluss beeinflusst ist, wird abschließend der Einfluss der materialflusssteuernden Einsenkegeometrie analysiert.

6.2.1 Abhängigkeit der Verbindungsfestigkeit von der Hilfsfügeelement-Dicke

Die Analyse des Einflusses der Schnittflächenausprägungen auf die Verbindungsfestigkeit ließ die Schlussfolgerung zu, dass das ansteigende Umformvolumen bei kleiner werdendem Schneidspalt zu einem Anstieg der Verbindungsfestigkeit führt. Die Verbindungsfestigkeit wird folglich maßgebend durch den Formschlussanteil und die Gestalt der Trennfuge sowie durch die Verfestigung des Trägerblechs in der Umformzone beeinflusst. Daraus lässt sich die folgende These ableiten. Je höher die Ausgangsdicke des gestauchten Hilfsfügeelementes bei konstant bleibenden Hilfsfügeelement-Durchmessern gewählt wird, desto höher ist die resultierende Verbindungsfestigkeit.

Zur Bestätigung dieser These wurden im Folgenden Hilfsfügeelemente mit einer Ausgangsdicke von 2,0 mm, 2,2 mm, 2,5 mm und 3,0 mm Nennmaß in die vorkonfektionierten Aluminium-Trägerbleche eingepreßt. Die Verbindungsfestigkeit wurde mittels des Ausdrückversuchs nach DVS/EFB-Merkblatt 3480-1 [159] bestimmt. Zu berücksichtigen ist dabei der Anstieg des resultierenden Hilfsfügeelement-Durchmessers aufgrund der höheren Ausgangsdicke. Um hier vergleichbare Ausdrückfestigkeiten zu ermitteln, wurde ein Ausdrückdurchmesser von 20 mm gewählt. Die resultierenden Ausdrückfestigkeiten sind in Abbildung 75 dargestellt. Mit einer Ausgangsdicke von 2,0 mm wird die geringste Verbindungsfestigkeit in Stauchrich-

tung bzw. „oben nach unten“ von 1573 N im Mittel mit einer Standardabweichung von 20 N erzielt. Je höher die Ausgangsdicke gewählt wird, desto höher ist die resultierende Verbindungsfestigkeit. Bei einer Steigerung der Ausgangsdicke von 2,0 mm um 10 % steigt die Verbindungsfestigkeit im Mittel um 11,4 % auf 1752 N. Eine weitere Steigerung der Ausgangsdicke von 2,2 mm um 13 % führt zu einem weiteren Anstieg der Verbindungsfestigkeit um 10 % auf 1929 N. Bei einer weiteren Erhöhung der Ausgangsdicke um 20 % auf 3,0 mm Nenndicke ist ein Verbindungsfestigkeitsanstieg um 29 % zu verzeichnen.

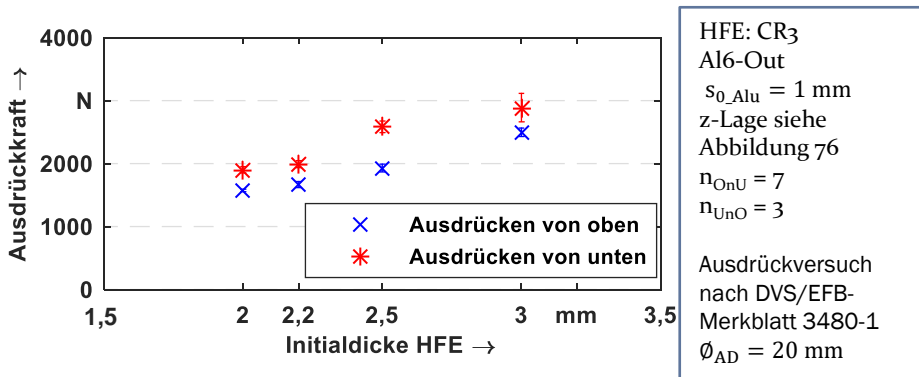


Abbildung 75: Ausdrückfestigkeiten bei unterschiedlicher Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke

Auffallend ist in der Messreihe der Anstieg der Standardabweichung bei größer werdender Ausgangsdicke des Hilfsfügeelementes. Dadurch, dass eine größere Umformung in das Aluminiumträgerblech bei einer größeren Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke induziert wird, gestaltet sich die Kontrolle des sekundären und tertiären Materialflusses als zunehmend schwieriger. Die größere Umformzone im Aluminium-Trägerblech ist gleichzusetzen mit einem weiteren Umformweg, den die Innenmantelfläche der Aluminiumlochgeometrie zurücklegt. Je länger dieser Umformweg ist, desto größer wird die Instabilität des umzuformenden Reststeges im Aluminium-Trägerblech. Dies kann zu einem „Abknicken“ des Aluminiumsteges führen, wie es mit den Simulationsergebnissen zum Materialfluss in Abschnitt 6.1.2 dargelegt werden konnte. Die Verteilung der Formschlussausbildung wird dadurch verschoben und der Trennfugenverlauf wird asymmetrisch ausgeformt. Das nur schwer zu kontrollierende Phänomen des Abknickens des Reststeges als Folge der zunehmenden Instabilität bei höheren Hilfsfügeelement-Dicken führt in letzter Konsequenz zu der breiteren Streuung in der Verbindungsfestigkeit bei den höheren Hilfsfügeelement-Dicken.

Die resultierenden geometrischen Abmessungen der eingeförmten Hilfsfügeelemente sind in Abbildung 76 zusammengefasst. Die zuvor erwähnten höheren Außendurchmesser der Hilfsfügeelemente nach dem Stauchvorgang können auf Basis der Auswertung in Abbildung 76 bestätigt werden. Die mit Gleichung (18) bestimmten z-Lageneinstellungen liefern bei unterschiedlichen Ausgangsdicken annähernd symmetrische Trennfugenverläufe. Eine Tendenz zu einem größeren Hilfsfügeelement-Durchmesser auf der Unterseite und damit einem höheren Hinterschnittanteil auf der Unterseite ist in den Schlibbildern zu erkennen.

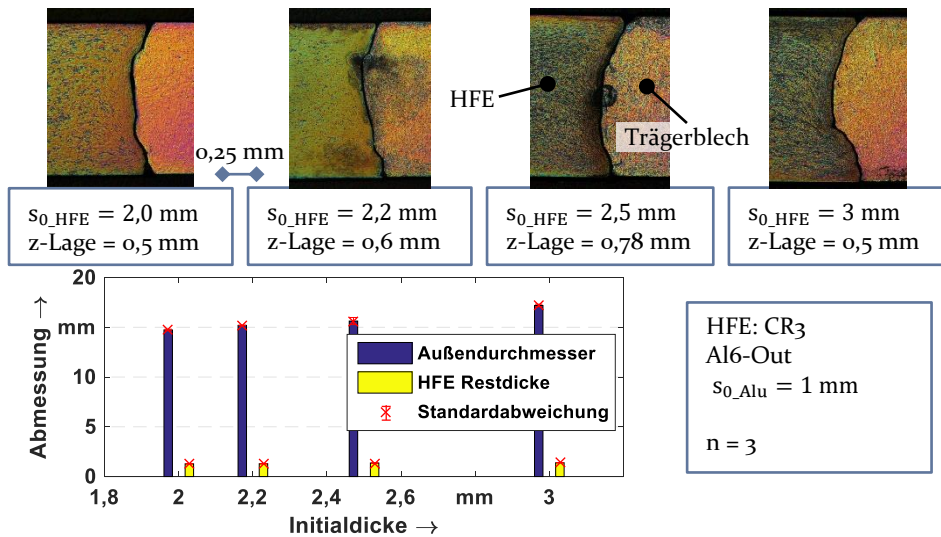


Abbildung 76: Geometrische Abmessungen der Hilfsfügeelemente unterschiedlicher Ausgangsdicke

Diese qualitative Auswertung wird durch die Ausdrückfestigkeiten mit der Belastungsrichtung „unten nach oben“ bestätigt, wie in Abbildung 75 dargestellt. Es zeichnet sich ein konstanter Offset zwischen der Ausdrückfestigkeit in die Ausdrückrichtung „oben nach unten“ und umgekehrt ab. Dies deutet auf eine Überschätzung der berechneten z-Lagenformulierung in Gleichung (18) hin. Nichtsdestotrotz sind die resultierenden Festigkeiten auf Basis der berechneten z-Lageneinstellungen ein Beweis für die Gültigkeit und Übertragbarkeit der z-Lagenformulierung auf Materialpaarungen anderer Dicken.

Die Ursache für den Verbindungsfestigkeitsanstieg bei höheren Hilfsfügeelement-Ausgangsdicken ist mit der ausgeweiteten Umformzone im Trägerblech und dem damit einhergehenden höheren Kraftschlussanteil in der Verbindungszone zu begründen. Bei gleichbleibender Vorlochgeometrie

wird das Aluminium-Trägerblech durch das höhere Umformvolumen des Hilfsfügeelementes weiter aufgestaucht. Dadurch wird zum einen eine höhere Formausfüllung mit einem qualitativ besseren Formschluss erzielt. Zum anderen wird durch das höhere Umformvolumen des Hilfsfügeelementes eine höhere Plastifizierung infolge des sekundären und tertiären Materialflusses im Trägerblech induziert. Dies wiederum führt zu einem Anstieg der Festigkeit in der Verbindungszone, wodurch die Verbindungsfestigkeit auf höherem Niveau liegt. Der Anstieg der Härte und damit der Festigkeit im Aluminiumträgerblech ist in nachstehender Abbildung 77 mit der Messung der Mikrohärtigkeit belegt.

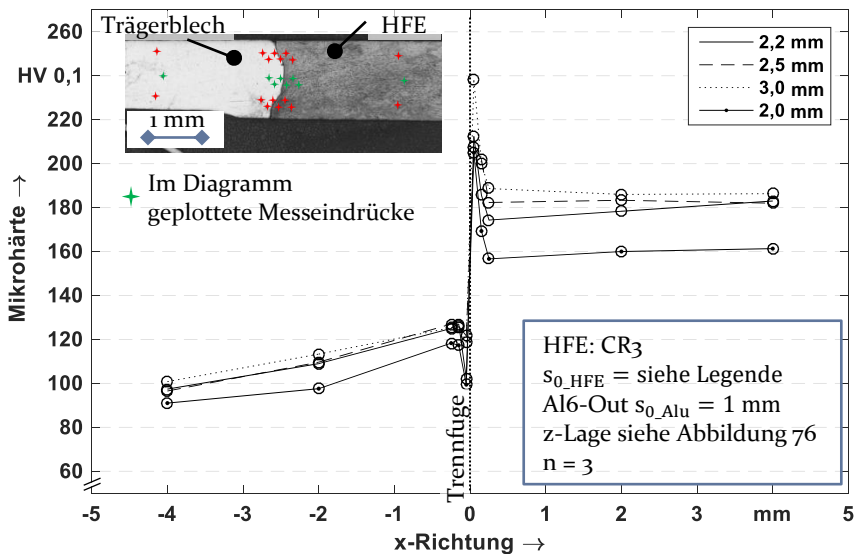


Abbildung 77: Mikrohärteverlauf bei unterschiedlicher Hilfsfügelement-Ausgangsdicke

Zur besseren Übersicht ist in dem Diagramm in Abbildung 77 nur der Härteanstieg in der Mittelebene des Trägerblechs und des Hilfsfügeelementes aufgezeigt. Es ist vor allem in den von der Trennfuge weiter entfernten Messstellen (- 4 mm) im Aluminium-Trägerblech ein Härteanstieg um 10 HV_{0,1} zwischen den dünnsten und dicksten Hilfsfügeelementen festzustellen. In direkter Umgebung der Trennfuge verringert sich der Härteunterschied, sodass sich ein vergleichbares Härteniveau einstellt. Die geringere Ausgangsdicke führt ebenso zu einer geringeren Grundhärte im Zentrum des Hilfsfügeelementes. Hier sind Härteunterschiede von 20 HV_{0,1} zu detektieren. Dies ist auf den geringeren Umformgrad bei einer geringerer Ausgangsdicke zurückzuführen. Wird bei einer Ausgangsdicke von 2,0 mm ein Umformgrad von -0,44 erzielt, berechnet aus der resultierenden Dicke

dargestellt in Abbildung 76, liegt dieser bei einer Ausgangsdicke von 3,0 mm bei -0,76. Diese Zunahme an plastischer Dehnung spiegelt sich in der höheren Grundhärte des Hilfsfügeelementes wider.

Eine höhere Ausgangsdicke des Hilfsfügeelementes führt zusammenfassend aufgrund des höheren Umformvolumens zu einer höheren Verbindungsfestigkeit. Diese ist auf die höhere Verfestigung, den höheren Kraftschlussanteil, den größeren Hilfsfügeelement-Außendurchmesser und den qualitativ besseren Formschlussanteil zurückzuführen. Die einleitend aufgestellte These zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit durch ein höheres Umformvolumen kann auf Basis dieser Analyseergebnisse bestätigt werden.

6.2.2 Verbindungsfestigkeit durch Mikro- und Makroformschluss

Die Analysen zum Einsatz unterschiedlicher Hilfsfügeelement-Ausgangsdicken mit der damit einhergehenden Festigkeitserhöhung führen zu einer weiteren These zu den Wirkmechanismen der Verbindungsfestigkeit. Anzunehmen ist ein prägnanter auftretender Einfluss der Schnittflächenkenngrößen auf die Verbindungsfestigkeit bei einer geringeren Ausgangsdicke des Hilfsfügeelementes. Ist das Umformvolumen des Hilfsfügeelementes in Bezug auf die auszufüllende Kavität unterdimensioniert, kommen vermehrt die Topografieeffekte der nicht gänzlich umgeformten Schnittflächenkenngrößen in der Trennfuge zum Tragen.

Zur Analyse dieses Einflusses gilt es im Folgenden, Hilfsfügeelemente mit unterschiedlicher Ausgangsdicke mit jeweils verschiedenartiger Ausprägung der Schnittflächenkenngrößen einzustauchen. Hierzu wurden Hilfsfügeelemente mit Ausgangsdicken von 2,0 mm, 2,2 mm, 2,5 mm und 3,0 mm mit bezogenen Schneidspalten zwischen 1 % und 15 % hergestellt. Als Analysegrundlage ist die Bestimmung der Schnittflächengrößen bei unterschiedlichen bezogenen Schneidspalten bei unterschiedlichen Hilfsfügeelement-Dicken notwendig. In Abschnitt 5.2.1 konnte bereits ein Anstieg der Ausdrückfestigkeit bei steigendem Glattschnittanteil nachgewiesen werden. Vor diesem Hintergrund wird an dieser Stelle der Glattschnittanteil fokussiert analysiert. Die dabei resultierenden Glattschnitthöhen sind in Abbildung 78 zusammengefasst. Es ist ein steigender Glattschnittanteil bei abnehmenden bezogenen Schneidspalten zu detektieren, wie bereits in Abschnitt 5.2.1 festgestellt wurde. Ebenso steigt die Glattschnitthöhe bei zunehmender Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke an. Ausreißer treten überwiegend als Hilfsfügeelement mit größeren Glattschnittanteilen auf.

6.2 Einflussgrößen der Hilfsfügelemente-Auswahl und -Herstellung auf die Verbindungsfestigkeit

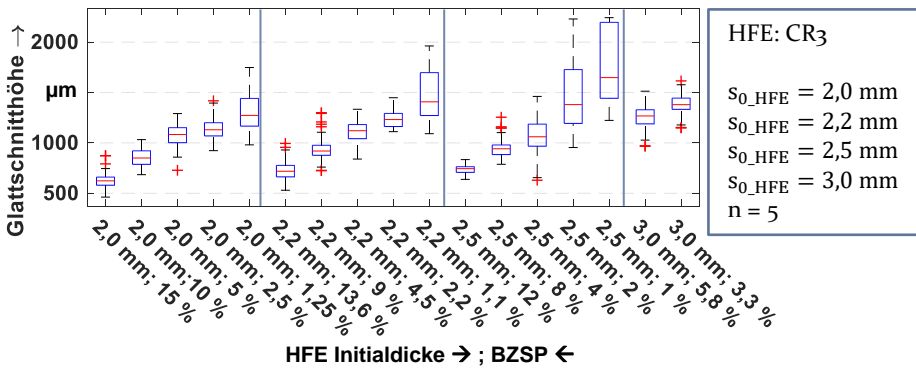


Abbildung 78: Glattschnitthöhe bei unterschiedlichen Hilfsfügeelement-Ausgangsdicken und bezogenen Schneidspalten

Die Streubreite nimmt bei bezogenen Schneidspalten unterhalb von 2,5 % zu, wobei auch hier eine Verschiebung hin zu größeren Glattschnittanteilen auftritt. Aufgrund der hohen Streubreiten des Glattschnittanteils beim kleinsten bezogenen Schneidspalt von 1,1 % (2,2 mm) und 1 % (2,5 mm) werden diese Chargen aus der Analyse ausgeschlossen. Die ermittelten Ausdrückfestigkeiten bei Verwendung der verbliebenen Hilfsfügelemente sind in Abbildung 79 aufgetragen.

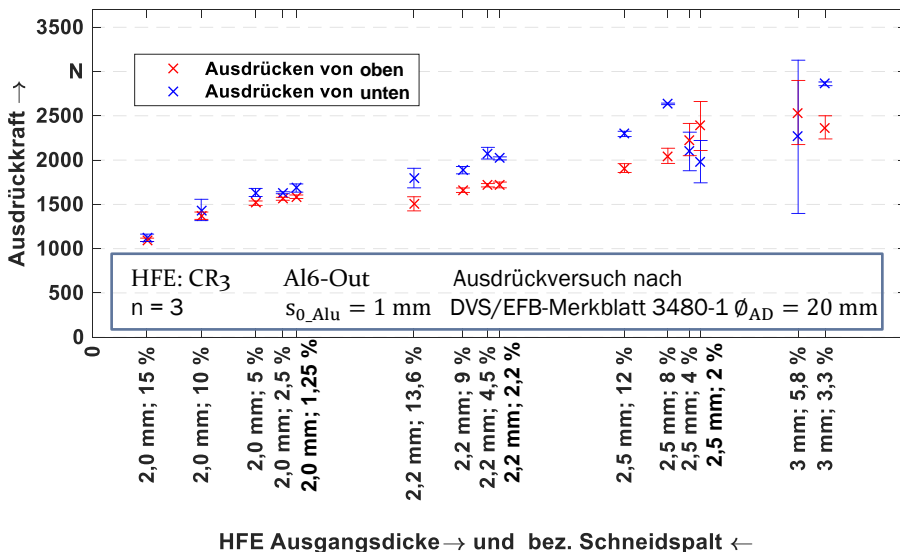


Abbildung 79: Ausdrückfestigkeit bei unterschiedlicher Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke und unterschiedlichem bezogenen Schneidspalt

Um eine direkte Vergleichbarkeit der Festigkeitswerte zu gewährleisten, wurden die Hilfsfügeelemente in dieser Versuchsreihe mit einem Auflagermatrizendurchmesser von 20 mm ausgedrückt. In Abbildung 79 sind zwei Haupteffekte zu erkennen. Der im vorangegangenen Abschnitt 6.2.1 erläuterte Festigkeitsanstieg infolge der zunehmenden Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke ist bei den vorliegenden vier Clustern ebenso zu identifizieren. Innerhalb eines Clusters mit Elementen der gleichen Ausgangsdicke steigt die Festigkeit gemäß den in Abschnitt 5.2.1 herausgearbeiteten Zusammenhängen zwischen Ausdrückfestigkeit und Schnittflächencharakteristik. Der zunehmende Glattschnittanteil führt zu einem höheren Hilfsfügeelement-Volumen und infolgedessen zu einer höheren Formausfüllung. Auch in diesem Diagramm zeigt sich ein äquidistanter Abstand zwischen der Ausdrückfestigkeit von oben und von unten, was wiederum auf die überschätzte z-Lageneinstellung hindeutet. Die höhere Streuung des Glattschnittanteils in Abbildung 78 bei Hilfsfügeelementen mit einer Ausgangsdicke von 2,5 mm spiegelt sich in der größeren Streuung der Ausdrückfestigkeit wider. Ebenso ist eine deutliche Zunahme der Streuung bei Hilfsfügeelementen mit 3,0 mm zu verzeichnen, die auf den zunehmenden Kontrollverlust des sekundären Materialflusses des Aluminiumträgerblechs infolge der wachsenden Instabilität zurückzuführen ist (vgl. Abschnitt 6.2.1). Der Zusammenhang zwischen Ausdrückfestigkeit und dem Glattschnittanteil im Vergleich zum Verbindungsfestigkeitsanstieg bei zunehmender Ausgangsdicke ist in Abbildung 80 zusammengetragen.

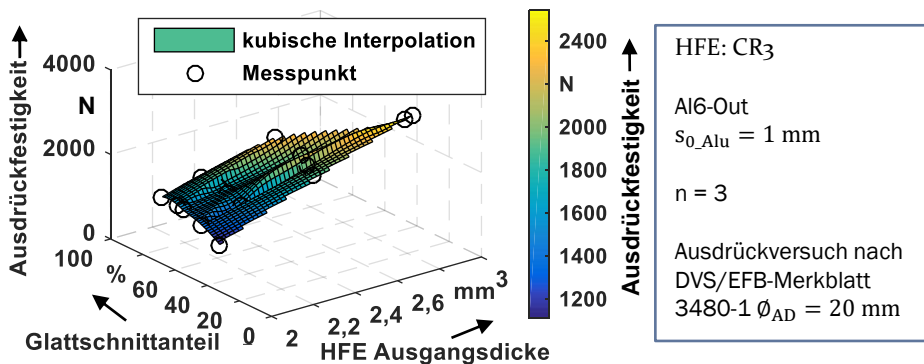


Abbildung 80: Ausdrückfestigkeit über Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke und Glattschnittanteil

Der Anstieg der Ausdrückfestigkeit über eine zunehmende Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke (x-Achse) ist höher als der Anstieg der Festigkeit über den zunehmenden Glattschnittanteil (y-Achse). Dies bestätigt die bereits erarbeiteten Erkenntnisse zur dominanten Rolle des einzuformenden

Hilfsfügeelement-Volumens und des damit einhergehenden makroskopischen Form- und Kraftschlusses. Diese Dominanz reduziert sich allerdings durch eine Abnahme des eingeformten Hilfsfügeelement-Volumens. Es kommt zu einer Verschiebung in der Aufteilung der Bindemechanismen als Haupteffekte zur Kraftübertragung. Je geringer das eingeformte Hilfsfügeelement-Volumen ist, desto eher wird die Kavität im Aluminiumträgerblech nur ausgeformt. Infolgedessen fallen der sekundäre und damit auch der tertiäre Materialfluss geringer aus. Es resultiert eine geringere Verfestigung im Aluminiumträgerblech, und in der Trennfuge werden die Topografien der Schnittflächenkenngrößen nicht gänzlich umgeformt und aufgestaucht. Dadurch bildet sich eine Kontaktfläche aus, die vermehrt von Mikroverzahnungen, also Mikroformschlüssen, geprägt ist. Dabei gilt im Allgemeinen, dass eine glattere Oberfläche, wie sie mit einem zunehmenden Glattschnittanteil auch auftritt, zu einer höheren effektiven Kontaktfläche führt. Dies ist auf die geringe Anzahl von unterschiedlich ausgeprägten Rauigkeitsspitzen zurückzuführen. Somit stehen mehr Flächenanteile in planarem Kontakt zum Fügepartner, wodurch an diesen Kontaktflächen adhäsive Bindemechanismen als zusätzlicher Wirkeffekt zur Verbindungsfestigkeit auftreten. Dass die Verbindungsfestigkeit infolge eines zunehmenden Glattschnittanteils bei geringerer Hilfsfügeelement-Ausgangsdicke kräftiger ansteigt als bei höheren Hilfsfügeelement-Ausgangsdicken, ist mit dem Zusammenhang in Abbildung 81 dargestellt.

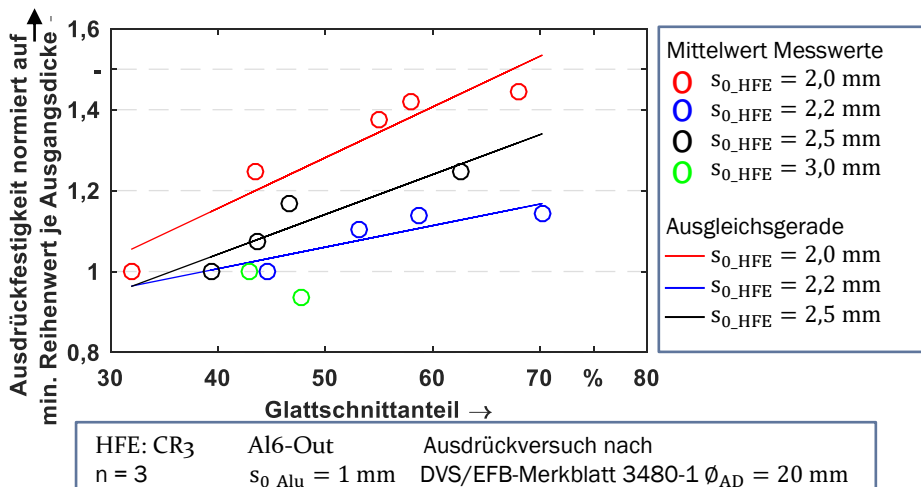


Abbildung 81: Festigkeitsanstieg infolge eines höheren Glattschnittanteils bei unterschiedlichen Hilfsfügeelement-Ausgangsdicken

Zur quantitativen Vergleichbarkeit sind in Abbildung 81 die Ausdrückfestigkeiten auf den geringsten auftretenden Festigkeitswert je Cluster normiert. Aus den Messwerten der 3,0 mm dicken Hilfsfügeelemente ist keine Gerade zu mitteln, da nur zwei unterschiedliche bezogene Schneidspalte eingesetzt wurden. Im Vergleich der 2,0 mm dicken Hilfsfügeelemente zu den Dicken 2,2 mm und 2,5 mm ist zu erkennen, dass der Zuwachs an Ausdrückfestigkeit mit steigendem Glattschnittanteil, erkennbar an der Steigung der Ausgleichsgerade, bei Hilfsfügeelementen der Ausgangsdicke 2,0 mm am höchsten ist. In diesem Fall kann die These bestätigt werden und es ist anzunehmen, dass die ansteigende Wirkung der Schnittflächentopografie auf Mikroebene als Festigkeitsbeitrag bei kleinen einzuformenden Hilfsfügeelement-Volumen zutrifft. Zwischen den Ausgangsdicken 2,2 mm und 2,5 mm gilt dieser Zusammenhang nicht mehr. Denn ab einer bestimmten Ausgangsdicke des Hilfsfügeelementes ist anzunehmen, dass der dominierende Effekt der z-Lagenpositionierung die Wirkungen der Schnittflächentopografien überlagert. Wird die Ausgangsdicke des Hilfsfügeelementes allerdings so gewählt, dass das Umformvolumen des Hilfsfügeelementes dem Kavitätswolumen entspricht, ist auf Basis dieser Erkenntnisse davon auszugehen, dass die Wirkung der Schnittflächentopografien einen wesentlichen Beitrag zur Verbundfestigkeit leistet.

6.2.3 Verbindungsfestigkeitsbeeinflussung durch Variation der Einsenkegeometrie im Trägerblech

Die Einsenkegeometrie bildet die Kavität im Aluminiumträgerblech, die durch den Einfeldprozess des Hilfsfügeelementes ausgefüllt wird. Bezüglich einer hohen Verbindungsfestigkeit ist vornehmlich der Formschlussanteil über die Ausbildung der hinterschnittigen Geometrie im Bereich der Trennfuge als Ursache anzuführen. Diese gezielt zu erhalten, gelingt über die Steuerung des Materialflusses. Aus den Materialflussanalysen in den vorangegangenen Kapiteln ist bekannt, dass der primäre Materialfluss des Hilfsfügeelementes einen sekundären Materialfluss des Trägerblechs induziert. Der sekundäre Materialfluss ist allerdings kontraproduktiv für eine hinterschnittige Hilfsfügeelement-Geometrie. Somit gilt es, den sekundären Materialfluss in seiner Ausprägung zu verringern. Aufgrund des Festigkeitsunterschiedes zwischen dem Stahlwerkstoff des Hilfsfügeelementes und dem Aluminiumwerkstoff des Trägerblechs ist die Ausformung des Hinterschnittes durch einen das Aluminium-Trägerblech umschließenden Stahl-Materialfluss nur bedingt herbeizuführen. Abhilfe schafft hier die durch den Einsenkprozess eingebrachte Reststeggeometrie, wodurch gemäß den Ergebnissen aus Abschnitt 5.2.2 die Festigkeit des Trägerblechs

im Trennfugenbereich lokal erhöht wird. Dadurch wird der sekundäre Materialfluss gehemmt und zeitgleich der primäre Materialfluss dahingehend beeinflusst, dass ein umschließender primärer Materialfluss gefördert wird. Wie dabei die Geometriefaktoren der Einsenkgeometrie festigkeitssteigernd eingesetzt werden können, wird im Folgenden analysiert. Hierzu werden sechs unterschiedliche Einsenkgeometrien der Referenzgeometrie aus Abschnitt 5.1.1 gegenübergestellt. Um einen größeren Freiheitsgrad bei der Geometriegestaltung und einen geringeren Einfluss von Fertigungstoleranzen der senkerodierten Einsenkgeometrien zu erhalten, wird die Untersuchung bei Aluminiumträgerblechen der Dicke 1,5 mm durchgeführt. Aufgrund der verfügbaren Blechgüten im Karosseriebau wird dabei allerdings der Aluminiumwerkstoff Al5-STD herangezogen. Als Hilfsfügeelement dient der bereits verwendete Tiefziehstahl CR3 in der Ausgangsblechdicke von 3 mm. Einen Überblick zu den gewählten Einsenkgeometrien gewährt die folgende Tabelle 4.

Tabelle 4: Unterschiedliche Einsenkgeometrien (vgl. Abmessungen in Abbildung 13)

Bezeichnung	Einsenkgeometrie $h_M \times b_M \times \gamma_M$	Annahme
E1	0,3 mm x 0,3 mm - 45°	Referenzgeometrie
E2	0,6 mm x 0,6 mm - 30°	Höhere Einsenktiefe führt zu höherer Festigkeit im Reststeg; Winkelvariation zur besseren Kraftableitung;
E3	0,6 mm x 0,6 mm - 45°	
E4	0,6 mm x 0,6 mm - 60°	
E5	0,45 mm x 0,45 mm - 30°	Höhere Reststegdicke als bei 0,6 mm für höheren Widerstand; Winkelvariation zur besseren Kraftableitung;
E6	0,45 mm x 0,45 mm - 45°	
E7	0,45 mm x 0,45 mm - 60°	

Es werden sowohl die Einsenktiefe und damit verbunden die Einsenkbreite als auch der Winkel der Einsenkphase variiert. Der Grundgedanke dabei folgt der Annahme, dass eine höhere Einsenktiefe gemäß dem Abschnitt 5.2.2 zu einer höheren Festigkeit im Reststeg führt, wodurch der sekundäre Materialfluss gehemmt wird. Die zweite Variation, der Winkel der Einsenkphase, ist hingegen an die Erkenntnisse aus Tragwerkskonstruktionen angelehnt. Durch eine geeignete Wahl des Winkels kann die Belastung im Trägerblech infolge des primären Materialflusses möglichst großflächig abgeleitet werden. Es entstehen somit lokal geringere Spannungsniveaus, die

im besten Fall unterhalb der Fließgrenze liegen, wodurch es nicht zum sekundären Materialfluss kommt.

Die z-Lageneinstellungen werden jeweils nach Gleichung (18) bestimmt, sodass die Prozessbedingungen für eine symmetrische Formausfüllung bei allen Varianten gegeben sind. Die resultierenden Verbindungsfestigkeiten wurden mit dem Ausdrückversuch bestimmt und sind in Abbildung 82 dargestellt.

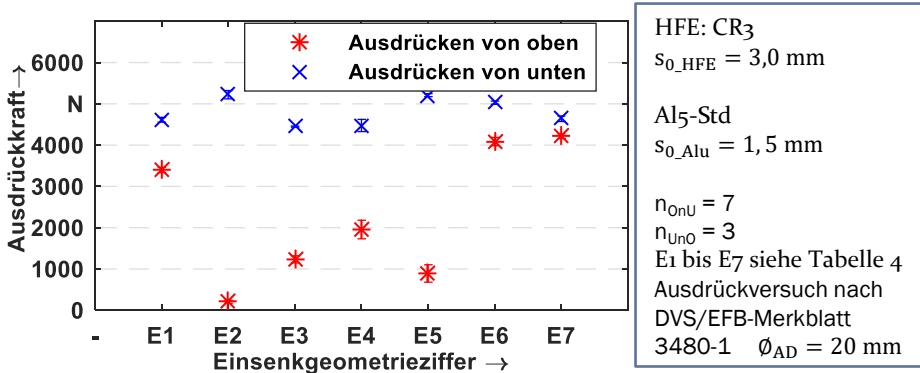


Abbildung 82: Ausdrückfestigkeiten bei unterschiedlichen Einsenkgeometrien

Mit der Referenzgeometrie E1 ist bei der gewählten Materialpaarung eine Ausdrückfestigkeit von 3400 N mit einer Standardabweichung von 66 N erzielbar (Ausdrückrichtung „oben nach unten“). Die Ausdrückfestigkeit in die entgegengesetzte Richtung liegt um etwa 1000 N höher, was dem bisher beobachteten Offset entspricht, der durch die z-Lagenformulierung resultiert. Die Einsenkgeometrien mit einer Einsenktiefe von 0,6 mm führen zu einer signifikant herabgesetzten Ausdrückfestigkeit bei gleicher Ausdrückrichtung. Dies führt bei E2 im Mittel zu 207 N, bei E3 zu 1233 N und bei E4 zu 1956 N. Hervorzuheben ist dabei das weit auseinanderliegende Festigkeitsniveau der unterschiedlichen Ausdrückrichtungen, was auf eine asymmetrische Formausfüllung zur Mittelebene hindeutet. In Referenz dazu resultieren bei einer geringeren Einsenktiefe von 0,45 mm (E5) Ausdrückfestigkeiten auf höherem Niveau. Allerdings ist auch in diesem Cluster der Phasenwinkel von 30° von einer sehr geringen Ausdrückfestigkeit von 890 N begleitet. Bei den Einsenkgeometrien E6 und E7 hingegen liegen die Ausdrückfestigkeiten beider Ausdrückrichtungen auf einem um 120 % (E6 4087 N) bzw. 124 % (E7 4216 N) höheren Niveau als der Referenzzustand. Der geringere Unterschied der Ausdrückfestigkeiten der beiden Ausdrückrichtungen deutet dabei auf eine symmetrische Formausfüllung hin. Ein Phasenwinkel von 60° führt demnach zu einer höheren Festigkeit als ein

Phasenwinkel von 30° . Durch die Erhöhung der Einsenktiefe kann hingegen bis zu einem gewissen Grad die Festigkeit erhöht werden, bei zu großer Erhöhung jedoch auch deutlich herabgesetzt werden.

Die Festigkeitsunterschiede sind in den Schlibbildern der einzelnen Proben mit den im vorangegangenen Kapitel ausgearbeiteten Wirkzusammenhängen des Formschlussanteils und der hinterschnittigen Geometrie nachvollziehbar. Hierzu sind in Abbildung 83 die Schlibfe gegenübergestellt.

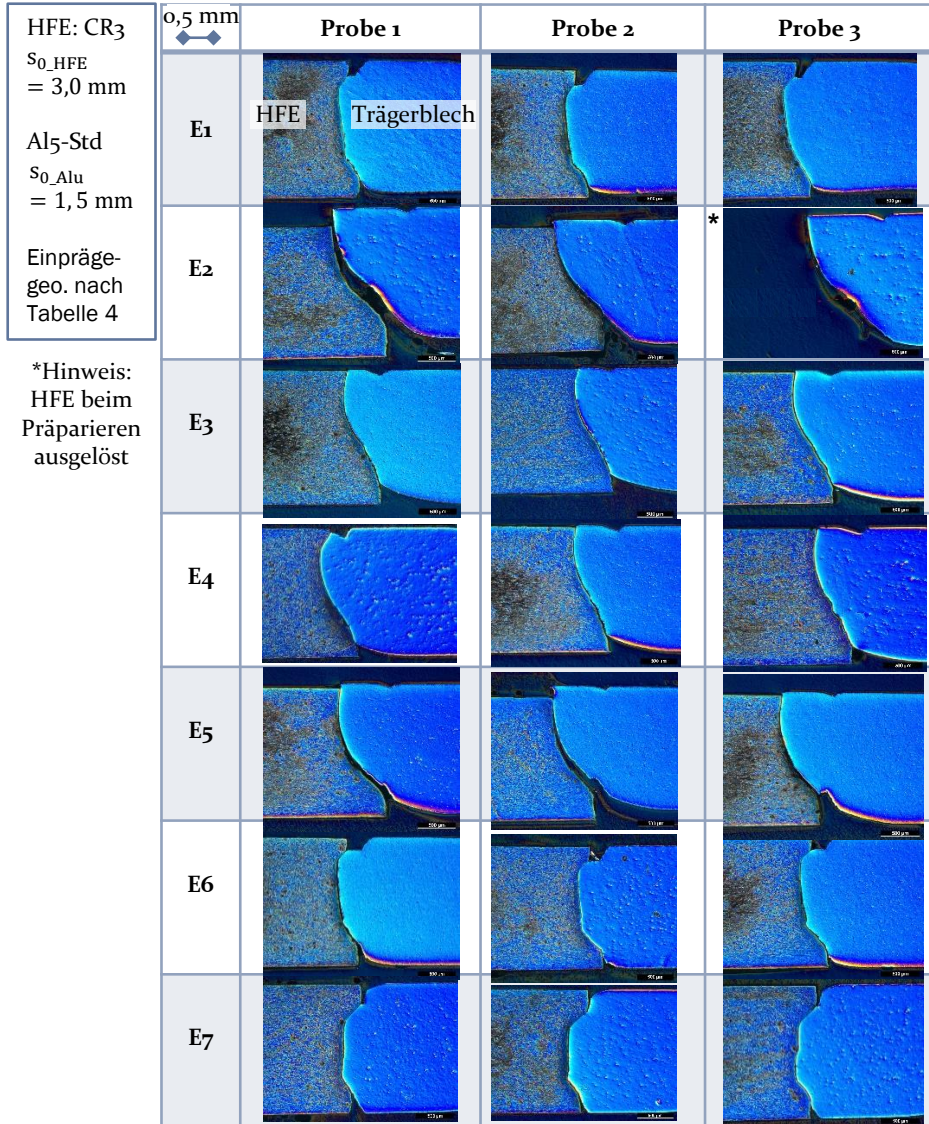


Abbildung 83: Geätzte Schlibfe bei unterschiedlicher Einsenktiefe

Mithilfe der Schlißbilder sind weitere folgende Zusammenhänge im Rahmen der Geometrieuntersuchung hervorzuheben. Im Referenzzustand E₁ wird die Kavität im Trägerblech nur unzureichend ausgefüllt. Demgegenüber wird bei den Einsenkgeometrien E₆ und E₇ die Kavität deutlich besser ausgefüllt, was an den schmalen Restkavitäten im oberflächennahen Bereich zu erkennen ist. Die symmetrischen Formausfüllungen zur Mittelebene bei E₆ und E₇ liefern die Ursache für das vergleichbare Festigkeitsniveau beider Ausdrückrichtungen. Die stark asymmetrischen Formausfüllungen der Einsenktiefen von 0,6 mm passen ebenso gut in das beschriebene Bild der Ausdrückfestigkeiten. Die Ursache für diese Asymmetrie ist in der geringen Reststegdicke zu finden. Eine Einsenktiefe von 0,6 mm, die von beiden Seiten eingebracht wird, führt zu einer Reststegdicke von 0,3 mm. Diese weist zwar aufgrund der höheren Umformgrade eine höhere Festigkeit auf, kann aber den primären Materialfluss nicht aufteilen, um die oberflächennahen Kavitäten zu füllen. Es kommt vielmehr zu einem Abknicken des Reststeges, abhängig von der z-Lageneinstellung und der Schnittflächenausprägung des Hilfsfügeelementes nach oben oder unten. Dies ist an der dreiecksförmigen Einkerbung des Trägerblechs an der Oberfläche zu erkennen, die den Kanteneinzug der initialen Einsenkgeometrie markiert. Das Reststegmaterial wird einseitig nach oben geschoben, sodass der sekundäre Materialfluss statt von einem Aufstauchen in Mittelebenenrichtung vielmehr von einem translatorischen Bewegungsanteil geprägt ist. Dies erklärt auch den hohen Unterschied der Ausdrückfestigkeiten der entgegengesetzten Ausdrückrichtungen trotz berechneter z-Lageneinstellung und der damit einhergehenden Umformvolumenverteilung. Durch die Instabilität des Reststeges und des dadurch herbeigeführten Ausknickens des Reststeges wird der primäre Materialfluss asymmetrisch abgelenkt, wodurch keine gleichmäßige Umlenkung in die Kavitäten auf der Ober- und Unterseite resultiert.

Die Instabilität des Reststeges wird zudem durch einen flacheren Phasenwinkel erhöht. Hingegen deuten die Ergebnisse bei einem Phasenwinkel von 60° auf eine verstärkende Stützwirkung der Einsenkphasen auf den Reststeg hin, wodurch die gleichmäßige Materialflussaufteilung erzielt werden kann. Die quantitative Auswertung der Geometriekenngrößen aus den Schlißbildern ist in nachstehender Abbildung 84 zusammengefasst. Die geringere Kavitätäusfüllung bei E₁ ist in den geringsten Hilfsfügeelement-Durchmessern der Versuchsreihe sowie in der höchsten finalen Restdicke des Hilfsfügeelementes wiedererkennbar. In diesem Fall bildet der Reststeg mit einer idealen Dicke von 0,9 mm nach dem Einsenkprozess ein

deutlich höheres Materialflusshindernis als der Reststeg bei den Einsenkgeometrien E6 und E7. Die Kavitäten sind zu klein im Verhältnis zum zu stauchenden Hilfsfügeelement, sodass der primäre Materialfluss nicht derart lokal erhöhte oberflächennahe Materialflussgradienten aufweisen kann. Zusätzlich ist der primäre Materialfluss aufgrund des Reibkontaktes zur Werkzeugoberfläche oberflächennah gehemmt, was zum Ausbauchen des Hilfsfügeelementes führt. Daraus resultiert ein Materialflussgradient, welcher von der Hilfsfügeelement-Mittelebene zu den Oberflächen hin positiv, also genau entgegengesetzt zur geforderten Formausfüllung der oberflächennahen Kavitäten ist.

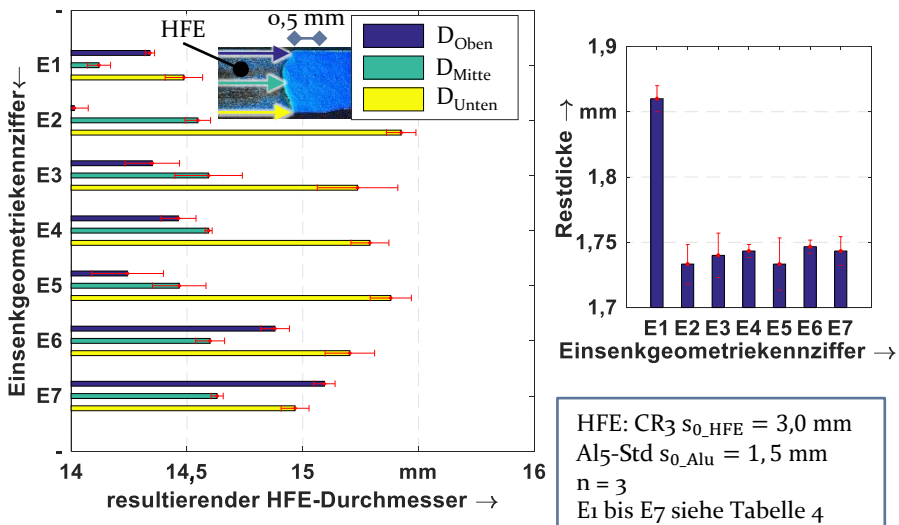


Abbildung 84: Geometrien des Hilfsfügeelementes bei unterschiedlichen Einsenkgeometrien

In der quantitativen Darstellung der Hilfsfügeelement-Durchmesser sind außerdem die ausgeglichenen Verbindungsfestigkeiten der Einsenkgeometrien E6 und E7 an den ähnlichen Durchmessern der Ober- und Unterseite zu erkennen. Für die gewählte Werkstoffpaarung und einer Trägerblechdicke von 1,5 mm ist das Geometrieverhältnis der Einsenkgeometrien E6 und E7 in Verbindung mit einem Hilfsfügeelement-Kavitäts-Volumenverhältnis von $\frac{\text{HFE-Volumen}}{\text{Kavitätsvolumen}} = 1,51$ als Parameterset für eine qualitativ sehr gute Formausfüllung mit hohem Festigkeitsniveau hervorzuheben.

Allgemein festzuhalten ist nach dieser Parameterstudie, dass für einen hohen Materialflusswiderstand des Reststegbereichs des Trägerblechs eine Reststegdicke von 40 % sowie ein Einsenkphasenwinkel von 60° zu wählen

ist. Auf diese Weise wird die Stützwirkung der Reststeggeometrie als fließwiderstandssteigernd ausgenutzt, sodass die Ausfüllung der oberflächennahen Kavitäten verbessert wird.

6.3 Modell zur Beschreibung der Wirkungszusammenhänge beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügelementen

In der Fügezone des Widerstandselementschweißens wirken die drei elementaren Schlussarten Formschluss, Kraftschluss und Stoffschluss. Der Stoffschluss zwischen Hilfsfügeelement und Stahl-Basisblech ist den anderen beiden Schlussarten, die in der Kontaktzone des Trägerblechs zum Hilfsfügeelement wirken, in der Wirksamkeit signifikant überlegen. Diese Einordnung ist aus dem Versagensverhalten der Festigkeitsnachweise abzuleiten, in denen der Stoffschluss als stabilste Schlussart kategorisiert werden konnte. Grundlage dafür bilden die geringen auftretenden Deformationen am aufgeschweißten Hilfsfügeelement sowie die schadenfreie Schweißlinse in der Dopplungsebene. Als Ursache hierfür ist die stoffliche Verbindung zwischen Stahl und Stahl durch ein gemeinsames Gefüge anzuführen, das sich infolge der Aufschmelzung und Erstarrung beider Fügepartner in der Schweißzone ausgebildet hat. Der Verbund wirkt an dieser Stelle makroskopisch gesehen wie ein einzelner Grundkörper mit den metallurgischen Eigenschaften des Gefüges in der Verbindungszone. Gemäß Abschnitt 2.1 wirken dabei die Kohäsions- und Adhäsionseffekte, die den Verbund wahren und den Gefügezusammenhalt gewährleisten. Ausgenommen hiervon ist die Rissinitiierung im Schweißgrund durch die zyklische Scherzugbelastung, welche auf die hohen vorherrschenden Härten in der Schweißlinse zurückzuführen ist. Dieses Phänomen entspricht dem Stand der Technik und ist als Grund für die geringere zyklische Festigkeit von Widerstandspunktschweißungen im Vergleich zu mechanischen Verbindungsverfahren anzuführen. Die Wahrscheinlichkeit, dass es zur Rissentstehung in der Schweißlinse kommt, ist mit steigender Leistungsfähigkeit des Form- und Kraftschlusses in der Kontaktzone zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech gegeben.

Liegt die statische Verbindungsfestigkeit des gesamten Verbundes im Fokus, ist der Form- und Kraftschluss in der Kontaktzone entscheidend für die Höhe der Festigkeit und der Ausprägung des Schadensbildes. Die Schliffbilder aller Untersuchungen ließen dabei auf die dominierende Wirkung des Formschlusses schließen. Die Verbindungsfestigkeit lag ohne Ausnahme in den Fällen auf besonders hohem Niveau, in denen ein hoher

hinterschnittiger Hilfsfügeelement-Volumenanteil und ein spitzer Trennfugenverlauf zu verzeichnen waren. Somit ist der Formschluss beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen der entscheidende Wirkmechanismus zur Übertragung von Kräften vom Hilfsfügeelement in das Trägerblech. Um die Verbindungsfestigkeit zu steigern, entfaltet eine Erhöhung der hinterschnittigen Volumenanteile durch eine geeignete Trennfugengestalt in der Kontaktzone die größte Wirkung. Als die signifikanteste Maßnahme, diese Ursache-Wirkungsbeziehung kontrolliert zu beeinflussen, ist die Materialflusssteuerung im Stauchprozess einzuordnen. Die erörterten Wirkzusammenhänge beim Stauchen des Hilfsfügeelementes in die Kavität des Trägerblechs sind in Abbildung 85 zusammengetragen.

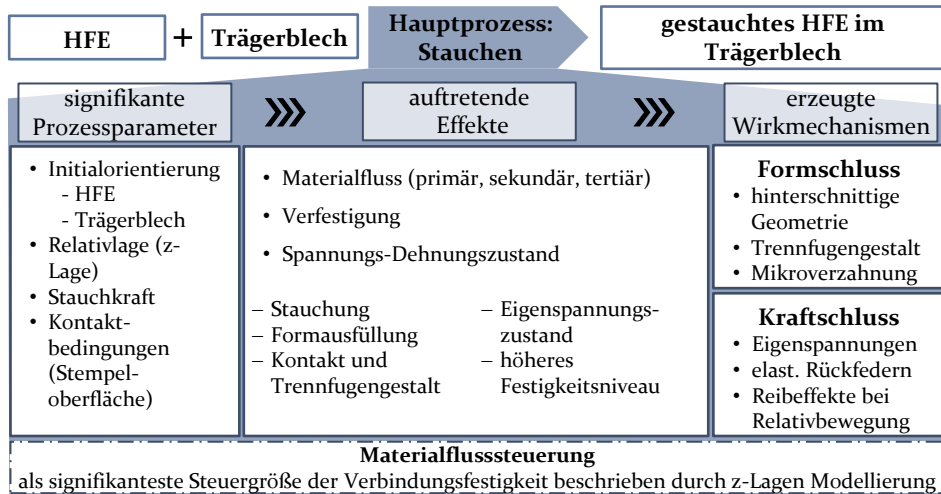


Abbildung 85: Ursachen-Wirkzusammenhänge beim Stauchen des Hilfsfügeelementes

Das entwickelte Materialflussmodell zur Berechnung der initialen Relativlage im Stauchprozess berücksichtigt die initialen Werkstückzustände vor dem Stauchen und nach den Halbzeugherstellungsprozessen. Die durch den Scherschneidprozess entstehenden Schnittflächenausprägungen führen zu einer vom idealen Zylinder abweichenden Volumenverteilung des einzuformenden Hilfsfügeelement-Volumens. Dies bildet eine wichtige Eingangsgröße für die z-Lagenmodellierung. Die veränderte Außenkontur der Hilfsfügeelemente führt auf Basis der numerischen Betrachtung zu einer Abweichung vom idealen Materialfluss beim Stauchen und zu einer unterschiedlichen Verortung der Schnittflächenbereiche in der Trennfuge. Hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit gilt, dass bei den kleinsten bezogenen Schneidspalten die höchsten Hilfsfügeelement-Volumen eingepresst

wurden, die nachweislich zu einer höheren Verbindungsfestigkeit führten. Die Volumenabhängigkeit konnte zudem mit der Steigerung der Ausgangsdicken der Hilfsfügeelemente verdeutlicht werden. Die Reduzierung der initialen Hilfsfügeelement-Dicken lässt hingegen eine Einschätzung zur Wirkung der Schnittflächenausprägungen auf Mikroebene zu. Je kleiner dabei der Überschuss des eingepressten Volumens gegenüber dem Kavitätswolumen gewählt wird, desto stärker treten die Wirkmechanismen der Oberflächentopografie in Erscheinung. Mikroformschlüsse und Adhäsionseffekte wirken zunehmend isolierter, da die plastische Dehnung und Verspannung des Verbundes infolge des geringeren Hilfsfügeelement-Volumens kleiner ausfallen. Das Einstauchen von Hilfsfügeelementen mit höheren Ausgangsdicken führt hingegen zu einer ausgedehnten Umformzone und infolgedessen zu einem höheren Festigkeitsniveau, das auf die Kaltverfestigung induziert durch das plastische Fließen zurückzuführen ist. Die Formausfüllung der Kavität wird bei Betrachtung der Restkavitäten an der Oberfläche idealer durch eine höhere Ausgangsdicke, die Kontrolle des Materialflusses aber zunehmend schwieriger. Für Letzteres ist der ausgeprägtere sekundäre Materialfluss als Ursache anzuführen, dessen Kontrolle durch die Anforderung der Umsetzung in einem Pressenhub ohne geteilte Werkzeugbewegungen vornehmlich über die Geometrie der Einsenkung gelingt.

Die zweite bedeutende Rolle in der Materialflusssteuerung nimmt die Einsenkgeometrie ein, die als Alleinstellungsmerkmal dieses Widerstandselementschweiß-Verfahrens gilt. Das Einsenken der Kavität ist die Grundlage für eine beidseitig bündige Fügestelle. Als Folge dieses Umformprozesses entsteht ein verfestigter Reststeg mit Einsenkphasen als kontinuierlicher Dickenübergang zur initialen Blechdicke des Trägerblechs. Dieser Reststeg bildet einen verfestigten Widerstand gegenüber dem primären Materialfluss, führt zu einer Umlenkung dieses Materialflusses und formt zugleich einen wesentlichen kräfteübertragenden Anteil des Querschnittes in der Kontaktzone. Mit den Analyseergebnissen der Geometrievariation der Einsenkphasen ist zudem die unterstützende Wirkung einer keilförmig ausgewogenen Einsenk- und Reststeggeometrie auf eine Umlenkung des primären Materialflusses in die oberflächennahen Kavitätsbereiche herausgearbeitet. Der tertiäre Materialfluss wirkt hierbei zusätzlich förderlich, da dadurch das bei geringeren Spannungen fließende Aluminiummaterial ebenso in die verbleibenden Restkavitäten gedrängt wird. Die aufgeführten Wirkzusammenhänge beider Halbzeugherstellungsprozesse sind in nachstehender Abbildung 86 zusammengefasst.

6.3 Modell zur Beschreibung der Wirkungszusammenhänge beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügelementen

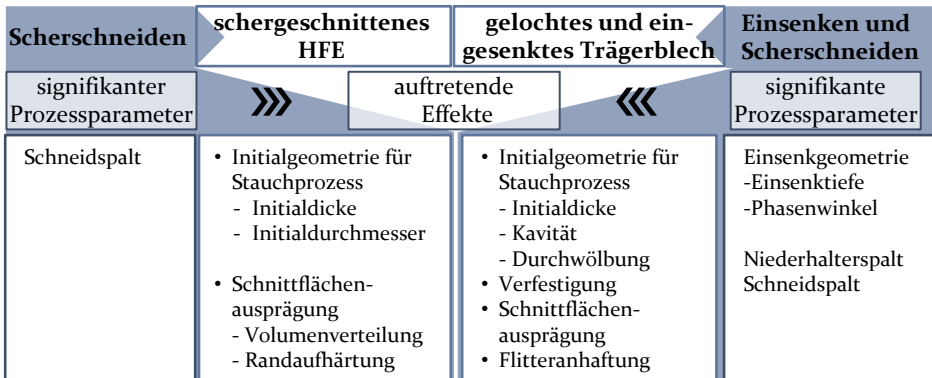


Abbildung 86: Ursache-Wirkzusammenhänge der Halbzeugherstellungsprozesse

Dem Stauchprozess nachgelagert folgt das Widerstandspunktschweißen auf dem Hilfsfügelement. Die dabei eingebrachte Wärmemenge führt bei sorgfältiger Kalibrierung der Schweißparameter zur Ausbildung einer Schweißlinse sowie einer Wärmeeinflusszone, die auf das Hilfsfügelement begrenzt ist. Die vorherrschenden Temperaturen im Kontaktbereich zum Trägerblech fallen dabei derart gering im Niveau sowie hinsichtlich der Wirkungsdauer aus, dass keine Prozesse zur Bildung von intermetallischen Phasen initiiert werden. Die spröden Phasen können dadurch im Trennfugenbereich vermieden werden, was in einem bevorzugten vorhersagbaren Versagensverhalten des Verbundes resultiert. Abbildung 87 fasst die auftretenden Effekte und die erzeugten Wirkmechanismen zusammen.

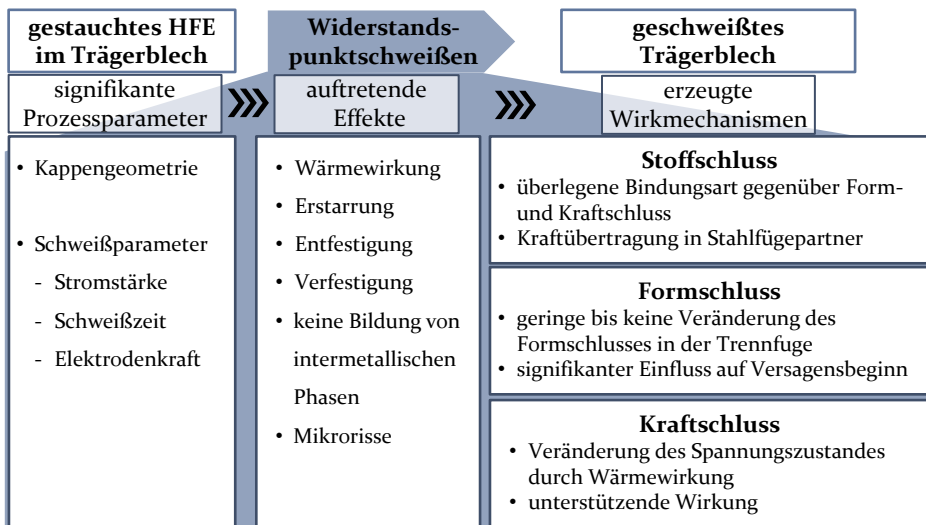


Abbildung 87: Zusammenhänge beim Widerstandspunktschweißen auf dem Hilfsfügelement

Ein Einfluss der eingebrachten Wärme auf die Wirkung des Formschlusses konnte nicht nachgewiesen werden. Ein veränderter Spannungszustand gegenüber dem Zustand nach dem Stauchen ist hingegen anzunehmen, da durch die Wärmewirkung Spannungen abgebaut werden. Die Wirkung des ausgebildeten Stoffschlusses mit dem stark aufgehärteten Schweißlinsenbereich auf die Verbindungsfestigkeit ist in allen Festigkeitsnachweisen festzustellen. Die gebildete Einheit aus Hilfsfügeelement und Stahl-Basisblech führt unter Belastung stets zu einem Deformationsverhalten des Trägerblechs, was begleitet ist von einem Ausknöpfen des Hilfsfügeelementes, sobald die hinterschnittige Geometrie nicht mehr kraftübertragend wirkt.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Das Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen ermöglicht den Einsatz des konventionellen Widerstandspunktschweißens im Karosseriebau zum Fügen von Multimaterialpaarungen. Auf diese Weise wird die Flexibilität der Produktionslinie maßgeblich gesteigert, da Werkstoffsubstitutionen unter Ausnutzung der vorhandenen Widerstandspunktschweiß-Anlagentechnik möglich sind. Somit kann der Multimaterialbau bei Weiterverwendung der bestehenden Füge-technik und geringer Beeinflussung der Produktionslinien weiter forciert werden.

Im Vergleich zu den aus dem Stand der Technik bekannten Widerstandselementschweiß-Verfahren werden bei der analysierten Verfahrensalternative das Scherschneiden der Hilfsfügeelemente, das Einsenken und Lochen der Trägerbleche sowie das Stauchen der Hilfsfügeelemente in das vorkonfektionierte Trägerblech zur Verbindungsherstellung kombiniert. Diese unter den Widerstandselementschweiß-Verfahren neuartige Kombination führte zu der Notwendigkeit, die umformtechnischen Wirkzusammenhänge beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen entlang der Prozesskette zu analysieren. Als repräsentative Werkstoffpaarung wurden dabei Hilfsfügeelemente aus 2,2 mm dickem CR3-Stahl und Trägerbleche aus der 1,0 mm dicken Al6-Out-Aluminiumlegierung gefügt und u. a. mithilfe von optischen, metallographischen, röntgenographischen und numerischen Versuchsmethoden analysiert. Die etablierten Festigkeitsnachweise im quasistatischen und zyklischen Belastungsbereich ergänzten das Prozessverständnis um das Versagensverhalten und bildeten so die Grundlage für die Untersuchung von festigkeitssteigernden Maßnahmen.

Basierend auf den Analysen wurde als Haupt-Wirkmechanismus der Kraftübertragung vom Hilfsfügeelement in das Trägerblech und umgekehrt der makroskopische Formschluss in Form der hinterschnittigen Geometrieanteile sowie dem Trennfugenverlauf in der Verbindungszone identifiziert. Verstärkt wird dieser Effekt durch den wirkenden Kraftschluss entlang der senkrecht verlaufenden Trennfugenbereiche, der über die Schnittflächentopografie beeinflusst wird. Ein hoher Glattschnittanteil wirkt dabei festigkeitssteigernd, aufgrund der im Mikrobereich größeren planaren Kontaktfläche, entlang dieser metallurgische Mikroverbindungszone auf Basis von Adhäsionskräften entstehen. Mit einem höheren eingeformten Hilfsfügeelement-Volumen kann demgegenüber die Verbindungsfestigkeit sig-

nifikant stärker gesteigert werden, da dadurch eine höhere Kaltverfestigung in der kraftübertragenden Verbindungszone sowie eine höhere Flächenpressung zwischen dem aufgeweiteten Vorloch und eingeformten Hilfsfügeelement resultieren.

Als Schlüsselfaktor zur gezielten Steuerung der Verbindungsfestigkeit wurde der Materialfluss beim Stauchen der Hilfsfügeelemente in die vorkonfektionierten Trägerbleche herausgearbeitet. Diese signifikante Rolle des Materialflusses ist auf die dominante Wirkung des makroskopischen Formschlusses zurückzuführen, dessen Ausbildung maßgebend durch den Materialfluss beeinflusst wird. Der Materialfluss, der die umformtechnischen Wirkzusammenhänge aller Systemelemente zusammenfasst, wurde in einen primären, sekundären und tertiären Materialfluss untergliedert. Die Initialzustände der Halbzeuge, im Einzelnen die Schnittflächenkontur und die davon abhängige Volumenverteilung des Hilfsfügeelementes sowie die verfestigte Reststeggeometrie mit den angrenzenden Einsenkphasen des Trägerblechs, wurden dabei als grundlegende Systemelemente des hergeleiteten Volumenmodells zur Bestimmung der signifikantesten Prozesssteuergröße, die z-Lage, charakterisiert. Die Ursache für die Einordnung der z-Lage als signifikantester Parameter ist mit der dadurch bestimmenden Lage des Induktionpunktes zwischen primärem und sekundärem Materialfluss begründet. Neben der prozessualen Steuerungsgröße konnte zudem der eingesenkten Reststeggeometrie eine überaus wichtige Rolle zur Materialflusssteuerung zugeordnet werden. Der in den Untersuchungen bis zu 170 % kaltverfestigte Reststegbereich wirkt dabei als Fließwiderstand gegenüber dem primären Materialfluss und führt bei einer ausgewogenen Einsenkphasen-Winkelwahl von 60° zu einer optimalen Umlenkung des primären Materialflusses in die Kavitätsbereiche und somit zur Ausbildung eines ausgeprägten makroskopischen Formschlusses.

Die erarbeiteten Schweißparameter führten zu einer Schweißlinsenausbildung von durchschnittlich 5,5 mm, zum Ausbleiben von Schweißspritzern sowie zu einer geringen Temperaturbelastung der Trennfuge von kurzzeitigen 90°C im Maximum. Eine Bildung von spröden intermetallischen Phasen in der Trennfuge kann bei diesem Temperaturzyklus auf Basis der Temperaturmessungen ausgeschlossen werden. Die Wirkung der stoffschlüssigen Verbindung zum Stahl-Basisblech ist im Vergleich zur Verbindungswirkung zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech auf einem deutlich höheren Festigkeitsniveau einzuordnen, das auf die Ausbildung eines gemeinsamen Gefüges dendritischer Kornstruktur zurückzuführen ist. Die hohe Aufhärtung im Schweißlinsenbereich, aber auch die

hohe Kaltverfestigung im umgeformten Reststegbereich stellen Rissausgangszonen für Ermüdungsbrüche in den zyklischen Festigkeitsnachweisen dar. In den quasistatischen Belastungsfällen ist das Versagensverhalten hingegen durchgängig von einem Ausknöpfen des Hilfsfügeelementes aus dem Trägerblech bei zunehmendem Verlust der hinterschnittigen Geometrie gekennzeichnet.

Die Erkenntnisse zum Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen bilden die notwendige Grundlage zum Prozessverständnis, das für eine breite industrielle Anwendung erforderlich ist. Mithilfe der Prozessmodellierung ist eine robuste und anforderungsgerechte Auslegung der Verbindungszone mit der Kenntnis über die Ursachen-Wirkzusammenhänge hinsichtlich der Einzelprozessgestaltung für den Blechdickenbereich der Automobilindustrie möglich. Potenzielle Anwendungsgebiete im Dünoblechbereich sind auf Basis der Untersuchungen bis in einen Blechdickenbereich von 1 mm bei einer Al6-Out Aluminiumlegierung technisch umsetzbar. Weitere Anwendungen sind aber auch beim Fügen von höchstfesten Karosseriebaustählen möglich, bei denen das Widerstandspunktschweißen sowie das mechanische Fügen an die Prozessgrenzen stößt. Auch eine grundsätzliche Konzepttauglichkeit zum Fügen von Aluminiumgussbauteilen zu Stahlblechbauteilen wurde in Prinzipversuchen nachgewiesen. Eine detaillierte Prozessauslegung sowie eine Eingrenzung der Festigkeitspotentiale werden von der Arbeit hierzu jedoch offengelassen.

Die durchgeführten Korrosionsuntersuchungen zu unterschiedlichen z-Lageneinstellungen und unterschiedlichen Hilfsfügeelement-Ausgangsdicken haben die Notwendigkeit einer korrosionstechnischen Absicherung gezeigt. Eine anwendungsspezifische Korrosionsanalyse ist folglich nicht zu vermeiden, was den weiteren Untersuchungshorizont aufspannt. Die verbleibenden Restkavitäten zwischen Hilfsfügeelement und Trägerblech bilden einen Angriffspunkt für Korrosionseffekte, können aber durch die standardmäßige kathodische Tauchlackierung verringert bzw. verhindert werden. Die Dopplungsebene wird in der Serienanwendung mit einer isolierenden Klebstoffschicht gefüllt, die zusätzlich festigkeitssteigernde Effekte, v. a. unter Scherbelastung, liefert. Die Kombination der adhäsiven Klebstoffwirkung mit den grundlegenden Wirkmechanismen des Widerstandselementschweißens mit gestauchten Hilfsfügeelementen sollte dabei ebenso in weiteren Untersuchungen aufgegriffen werden.

Eine umformtechnische Maßnahme zur Reduktion der Restkavitäten konnte in den Grundzügen mit sphärischen Stauchbahnen erzielt werden.

Die wesentlichen Erkenntnisse zur Beeinflussung der Verfestigung in der Fügezone sowie die Wirkung auf die Verbindungsfestigkeit beim Einsatz sphärischer Stauchbahnen sind in der Studie [220] zusammengefasst. Durch den Vorteil der Stauchkraftreduktion, die durch die Verkleinerung der Wirkfläche während des Stauchprozesses bewirkt wird [220], kann der Einsatz von sphärischen Stauchstempeln die Integrationsmöglichkeit in eine der Umformstufen zur Herstellung von Karosseriebauteilen vergrößern. Eine Simulationsstudie zur optimalen Stauchbahngeometrie sollte hier zur vollen Potentialausschöpfung sphärischer Stauchstempel durchgeführt werden. Ob dabei ein über den gesamten Stauchprozess niedergehaltenes Trägerblech eine förderliche Wirkung entfalten kann, gilt es ebenso mit weiteren numerischen Analysen zu belegen. Auch sollte dazu das Simulationsmodell um eine elastische Modellierung der Werkzeugkomponenten erweitert werden, sodass die Stauchkraft weiter an die Realität angenähert werden kann.

8 Summary and Outlook

The resistance element welding with upset auxiliary joining elements enables the use of conventional resistance spot welding in the body shop for the joining of multi-material pairings. In this way, the flexibility of the production line is significantly increased, as material substitutions become possible while using the existing resistance spot welding equipment. Thus, the implementation of the multi-material construction can be promoted with the advantage of reusing the existing joining technology and without influencing the production lines.

In comparison to the resistance element welding methods from the state of the art, in the analyzed method, the combination of the forming processes for joining an auxiliary joining element to the carrier sheet are novel. The shear cutting of the auxiliary joining elements, the hobbing and punching of the carrier sheets as well as the upsetting of the auxiliary joining elements are combined for joining. This combination brought forth the need to analyze the mechanisms during the forming processes of resistance element welding with upset auxiliary joining elements along the process chain. As a representative material pairing, auxiliary joining elements made of 2.2 mm thick CR3 steel and carrier sheets made of the 1.0 mm thick Al6-Out aluminium alloy were used throughout the research. The analyses were performed using optical, metallographic, X-ray and numerical test methods. The established stress analyses in the quasistatic and cyclic load range supplemented the understanding of the failure behaviour and thus formed the basis for the investigation for strength-enhancing measures.

Based on the analyses, the macroscopic positive locking in form of the undercutting geometry portions, as well as the course of the parting line in the joint zone, were identified as the main mechanisms for load transmission through the auxiliary joining element into the carrier sheet. This effect is enhanced by the force closure acting along the vertical interface areas, which is influenced by the cut surface topography. A high smooth-cut portion increases the joint strength. The increase is caused by a larger planar contact surface in the micro-area, along these metallurgical micro joint zones arise. With a higher-formed volume of the auxiliary joining element the joint strength can be increased significantly. Because this results in a higher strain hardening within the load transmission zone as well as a higher surface pressure between the widened prepunched hole and the moulded auxiliary joining element.

The material flow during the upsetting of the auxiliary joining elements was identified as the key factor for the targeted control of the joint strength. This can be attributed to the dominant effect of the macroscopic positive locking, whose formation is decisively influenced by the material flow. The material flow, which summarizes the interrelated effects of the forming processes and system elements, was subdivided into a primary, secondary and tertiary material flow. It was found out that the z-position is the most significant process control parameter. A volume model was developed to control this parameter. There, the initial states of the semi-finished products, which are to be characterized mainly by the cutting surface topography and the dependent volume distribution of the auxiliary joining element as well as the strain-hardened residual bar geometry with the adjacent hobbing-chamfers of the carrier sheet, are considered as basic system elements. The reason for the classification of the z-position as the most significant process parameter is justified because it determines the position of the transition point between primary and secondary material flow. In addition to the main control variables, an extremely important role for material flow control could also be assigned to the strain-hardened residual bar geometry. The residual bar area, which was up to 170 % strain-hardened in the investigations, acts as a flow-resistance to the primary material flow. It leads to an optimal deflection of the primary material flow into the cavity areas by setting the hobbing-chamfer angle to 60°. In this way, the formation of the desired macroscopic positive locking is created.

The experimentally determined weld parameters resulted in a welding lens formation with an average diameter of 5.5 mm, the absence of welding spatter and a low-temperature load in the contact zone. The maximum short-term temperature at the contact zone was 90 °C. The formation of brittle intermetallic phases in the contact zone can be ruled out at this temperature. The effect of the metallic bond joint to the steel base sheet is to be classified at a significantly higher strength level in comparison to the joining effect between the auxiliary joining element and the carrier sheet, which is due to the formation of a common structure of dendritic grain structure. The high hardening in the welding lens area, as well as the high strain hardened residual bar area, formed crack initiation zones for fatigue fractures during the cyclic stress analyses. In the quasi-static stress analyses the failure behaviour was characterized by the unbuttoning of the auxiliary joining element from the carrier sheet due to the increasing drop of the undercutting geometry.

The findings on resistance element welding through upset auxiliary joining elements form the necessary basis for process understanding, which is essential for a broad industrial application. With the developed process modelling, a robust compound design for specific requirements is possible. With knowledge of the cause-effect chain, individual process design for the sheet thickness range used in the automotive industry is possible. Potential application areas with thinner sheet metals are also technically feasible. This was found out from the studies carried out with Al6-00 aluminium sheet thicknesses up to 1 mm. Further applications are also possible, such as joining high-strength body structural steels. In these materials the resistance spot welding, as well as mechanical fasteners, reach their process limits. A concept-suitability for joining cast aluminium components to steel sheet parts has also been investigated in principle tests. However, a detailed process design and the strength potential limits need to be further investigated.

The corrosion tests, carried out with different z-position settings and with different auxiliary joining element thicknesses, have shown the need for further corrosion validations. Consequently, an application-specific corrosion analysis is inevitable, which expands the further horizon of investigation. The residual cavities between the auxiliary joining element and the carrier sheet form a point of origin for corrosion effects but can be reduced or prevented by the application of the cathodic dip coating. Further, the coupling plane is filled with an insulating adhesive layer, which additionally provides strength-enhancing effects, especially under shear load. The combination of the adhesive application with the basic mechanisms of action of the resistance element welding with auxiliary joining elements should also be investigated in further researches.

Using an upsetting punch that has a spherical working surface is one forming technical measure for reducing the residual cavities. The main findings on the influence of strain hardening in the joining zone as well as the effect on joint strength in the use of spherical upsetting punches are summarized in the study [220]. The advantage lays in the reduction of the upsetting force, which is affected by the reduction of the effective working surface during the upsetting process [220]. This can increase the potential for integration into one of the forming stages of the sheet metal parts. A simulation study on the optimal spherical punch surface should be carried out for the full potential utilization of spherical upsetting punches. Further, a simulation analysis is needed to determine whether an additional hold down force on the carrier sheet during the upsetting process has an influence on the joint quality. Thereby, the process simulation model should be extended to

the elastic behaviour of the tool components, so that the predicted upsetting force becomes closer to reality.

Literaturverzeichnis

- [1] Rudnicka, J.: Umsätze der wichtigsten Industriebranchen in Deutschland bis 2018. <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/241480/umfrage/umsaetze-der-wichtigsten-industriebranchen-in-deutschland/>, (aufgerufen am 01.05.2020).
- [2] Gabler Wirtschaftslexikon: VUCA. <https://wirtschaftslexikon.gabler.de/definition/vuca-119684>, (aufgerufen am 01.05.2020).
- [3] Feldmann, K. (Hg.): Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren. Hanser, München, 2014.
- [4] Merklein, M., Hagenah, H.: Introduction to sheet-bulk metal forming. *Production Engineering – Research and Development*. 10 (1) (2016), S. 1–3.
- [5] Ivanjko, M., Meschut, G.: Innovative joining technology for multi-material applications with high manganese steels in lightweight car body structures. *Weld World* 63 (1) (2019), S. 97–106.
- [6] Kaspar, J., Choudry, S. A., Vielhaber, M.: Concurrent Selection of Material and Joining Technology – Holistically Relevant Aspects and Its Mutual Interrelations in Lightweight Engineering. *Procedia CIRP* 72 (2018), S. 780–785.
- [7] Kästle, C.: Simulationsmethode zur Beurteilung der Maßhaltigkeit von rollgefalzten Karosseriebaugruppen im Zusammenbau. Dissertation, Stuttgart, 2016.
- [8] Das, H., Ghosh, R. N., Pal, T. K.: Study on the Formation and Characterization of the Intermetallics in Friction Stir Welding of Aluminum Alloy to Coated Steel Sheet Lap Joint. *Metall and Mat Trans A* 45 (11) (2014), S. 5098–5106.
- [9] Giera, A.: Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreibschweißen metallischer Werkstoffe. Dissertation, Bamberg, 2008.
- [10] Ebert, C.: Wärmedehnungsproblematik beim Fügen unterschiedlicher Werkstoffe. Dissertation, Dresden, 2014.
- [11] DIN 8593-0: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [12] Steinhilper, W., Röper, R.: Maschinen- und Konstruktionselemente 2 - Verbindungselemente, 2000, 4. Auflage.

- [13] Wittke, K., Füssel, U.: Kombinierte Fügeverbindungen. Springer, Berlin, 1996, 1. Auflage.
- [14] Kalweit, A., Paul, C., Peters, S., Wallbaum, R.: Fügen und Verbinden. In: Kalweit, A., Paul, C., Peters, S., Wallbaum, R. (Hg.): Handbuch für Technisches Produktdesign: Material und Fertigung, Entscheidungsgrundlagen für Designer und Ingenieure. Springer, Berlin, 2012, S. 520–560.
- [15] Friedrich, H. E. (Hg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2013.
- [16] Leuschen, B.: Beitrag zum Tragverhalten von Aluminium- und Aluminium/Stahl-Widerstandspunktschweißverbindungen bei verschiedenartiger Beanspruchung. Dissertation, Aachen, 1984.
- [17] Montemor, M. F.: Corrosion issues in joining lightweight materials: A review of the latest achievements. *Physical Sciences Reviews* 1 (2) (2016), 151.
- [18] Krenkler, K. (Hg.): Chemie des Bauwesens: Band 1: Anorganische Chemie. Springer, Berlin, 1980.
- [19] Neudel, C.: Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau. Dissertation, Bamberg, 2014.
- [20] Weigl, M.: Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen. Dissertation, Erlangen-Nürnberg, 2014.
- [21] Bouché, K., Barbier, F., Coulet, A.: Intermetallic compound layer growth between solid iron and molten aluminium. *Materials Science and Engineering: A* (249) (1998), S. 167–175.
- [22] Massalski, T. B. (Hg.): Binary alloy phase diagrams. American Soc. for Metals, Metals Park, Ohio, 1986.
- [23] Li, X., Scherf, A., Heilmaier, M., Stein, F.: The Al-Rich Part of the Fe-Al Phase Diagram. *J. Phase Equilib. Diffus.* 37 (2) (2016), S. 162–173.
- [24] Jank, N., Staufer, H., Bruckner, J.: Schweißverbindungen von Stahl mit Aluminium - eine Perspektive für die Zukunft. *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* 153 (5) (2008), S. 189–192.
- [25] Imaizumi, S.: Welding of aluminium to dissimilar metals. *Welding International* 10 (8) (1996), S. 593–604.

- [26] Kempa, S., Afseth, A.: Potentiale und Grenzen beim thermischen Fügen von Aluminium und Stahl. In: Umformen, Schneiden, Verbinden im Leichtbau. Machbarkeit - Produktivität - Qualität; Tagungsband des 33. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2013 am 16. und 17. April 2013 in Fellbach. EFB, Hannover, 2013, S. 163–172.
- [27] Mazar Atabaki, M., Nikodinovski, P., Chenier, J., Ma, Harooni, M., Kovacevic, R.: Welding of Aluminum Alloys to Steels: An Overview. *Journal of Manufacturing Science and Production* 14 (2) (2014), S. 59–78.
- [28] Pouranvari, M.: Critical assessment 27: dissimilar resistance spot welding of aluminium/steel: challenges and opportunities. *Materials Science and Technology* 33 (15) (2017), S. 1705–1712.
- [29] Pohle, C.: Schweißen von Werkstoffkombinationen - Metallkundliche und fertigungstechnische Grundlagen sowie Ausführungsbeispiele. Verl. für Schweißen und Verwandte Verfahren DVS-Verl., Düsseldorf, 1999.
- [30] Sakiyama, T., Naito, Y., Miyazaki, Y., Nose, T., Murayama, G., Saita, K., Cikawa, H.: Dissimilar Metal Joining Technologies for Steel Sheet and Aluminium Alloy Sheet in Auto Body. *Nippon Steel Technical Report* (103) (2013), S. 91–98.
- [31] Feng, Z.: Multi-Material Joining: Challenges and Opportunities. https://www.energy.gov/sites/prod/files/2013/11/f4/multimaterial_joining_ornl.pdf, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [32] Mori, K., Bay, N., Fratini, L., Micari, F., Tekkaya, A. E.: Joining by plastic deformation. *CIRP Annals* 62 (2) (2013), S. 673–694.
- [33] Mori, K., Abe, Y.: A review on mechanical joining of aluminium and high strength steel sheets by plastic deformation. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture* 1 (1) (2018), S. 1–11.
- [34] Bay, N.: Mechanisms Producing Metallic Bonds in Cold Welding. *Welding Research Supplement* (1983), S. 137–142.
- [35] Haats, J.: Verfahrensoptimierung beim Kaltpreßschweißen artverschiedener korrosionsbeständiger Metalle. Dissertation, Kassel, 1993.
- [36] Groche, P., Wohletz, S., Brenneis, M., Pabst, C., Resch, F.: Joining by forming - A review on joint mechanisms, applications and future trends. *Journal of Materials Processing Technology* 214 (10) (2014), S. 1972–1994.

- [37] Bhushan, B.: Adhesion and stiction: Mechanisms, measurement techniques, and methods for reduction. *Journal of Vacuum Science & Technology B* 21 (6) (2003), S. 2262-2296.
- [38] Salamati, M., Soltanpour, M., Fazli, A., Zajkani, A.: Processing and tooling considerations in joining by forming technologies; part A—mechanical joining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 101 (1-4) (2019), S. 261-315.
- [39] Bye, C., Timmermann, R., Steber, M.: Mechanisches Fügen von Dünoblech: Clinchen, Nieten, Funktionselemente. In: Feldmann, K. (Hg.): *Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren*. Hanser, München, 2014, S. 171-196.
- [40] Achar, D., Ruge, J., Sundaresan, S.: Verbinden von Aluminium mit Stahl, besonders durch Schweißen. *Aluminium-Verlag GmbH, Düsseldorf*, 1981.
- [41] Gullino, A., Matteis, P., D’Aiuto, F.: Review of Aluminum-To-Steel Welding Technologies for Car-Body Applications. *Metals* 9 (3) (2019), 315 (1-28).
- [42] Schubert, E., Klassen, M., Zerner, I., Walz, C., Sepold, G.: Light-weight structures produced by laser beam joining for future applications in automobile and aerospace industry. *Journal of Materials Processing Technology* (115) (2001), S. 2-8.
- [43] Thomy, C., Vollertsen, F.: Laser-MIG Hybrid Welding of Aluminium To Steel - Effect of Process Parameters on Joint Properties. *Welding in the World* 56 (5) (2012), S. 124-132.
- [44] Meco, S., Cozzolino, L., Ganguly, S., Williams, S., McPherson, N.: Laser welding of steel to aluminium: Thermal modelling and joint strength analysis. *Journal of Materials Processing Technology* (247) (2017), S. 121-133.
- [45] Schmid, D., Neudel, C., Zäh, M. F., Merklein, M.: Pressschweißen von Aluminium-Stahl-Mischverbindungen. *Lightweight Design* 5 (1) (2012), S. 14-19.
- [46] Frank, S.: Flux-free laser joining of aluminum and galvanized steel. *Journal of Materials Processing Technology* (222) (2015), S. 365-372.
- [47] Long Wan, Yongxian Huang: Friction stir welding of dissimilar aluminum alloys and steels: a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (99) (2018), S. 1781-1811.

- [48] Sravanthi, S. S., Acharyya, S. G., Phani Prabhakar, K. V., Padmanabham, G.: Effect of Welding Parameters on the Corrosion Behavior of Dissimilar Alloy Welds of T6 AA6061 Al-Galvanized Mild Steel. *Journal of Materials Engineering and Performance* 27 (10) (2018), S. 5518–5531.
- [49] Vezin, B., Hahn, O., Schmitt, K. G.: Untersuchungen zum Fügen von Befestigungselementen auf körperschalldämpfende Verbundelemente aus Aluminium. Westdeutscher Verlag, Opladen, 1982.
- [50] Chun, E.-J., Lim, S.-S., Kim, Y.-T., Nam, K.-S., Kim, Y.-M., Park, Y.-W., Murugan, S. P., Park, Y.-D.: Influence of heat-treated Al-Si coating on the weldability and microstructural inhomogeneity for hot stamped steel resistance nut projection welds. *Met. Mater. Int.* 25 (1) (2019), S. 179–192.
- [51] Qiu, R., Zhang, Z., Zhang, K., Shi, H., Ding, G.: Influence of Welding Parameters on the Tensile Shear Strength of Aluminum Alloy Joint Welded by Resistance Spot Welding. *Journal of Materials Engineering and Performance* 20 (3) (2011), S. 355–358.
- [52] Schneider, J., Radzilowski, R.: Welding of Very Dissimilar Materials (Fe-Al). *JOM* 66 (10) (2014), S. 2123–2129.
- [53] Sierra, G., Peyre, P., Deschaux-Beaume, F., Stuart, D., Fras, G.: Steel to aluminium key-hole laser welding. *Materials Science and Engineering: A* (447) (2007), S. 197–208.
- [54] Gatzen, M.: The Role of Zinc Layer During Wetting of Aluminium on Zinc-coated Steel in Laser Brazing and Welding. *Physics Procedia* 56 (2014), S. 730–739.
- [55] Dharmendra, C., Rao, K. P., Wilden, J., Reich, S.: Study on laser welding brazing of zinc coated steel to aluminum alloy with a zinc based filler. *Materials Science and Engineering A* (528) (2011), S. 1497–1503.
- [56] Rentrop, S., Winkelmann, R.: Metallschutzgaslötten beschichteter Stahl-Feinbleche mit Aluminium-Basis-Zusatzwerkstoffen. *WOMag - Kompetenz in Werkstoff und funktioneller Oberfläche* (5) (2016), S. 1–6.
- [57] Basak, S., Das, H., Kumar Pal, T., Shome, M.: Characterization of intermetallics in aluminum to zinc coated interstitial free steel joining by pulsed MIG brazing for automotive application. *Materials Characterization* (112) (2016), S. 229–237.

- [58] Potthast, S., Tölle, J., Benteler Automotive: Möglichkeiten zur Realisierung thermisch gefügter Stahl-Aluminium-Verbindungen. In: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung (Hg.): Energie/ Effiziente Verarbeitung zukunftsweisender Leichtbauwerkstoffe. Belastbare Materialien - Hybride Strukturen. Tagungsband TB-044 des 37. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2017, 2017, S. 75–82.
- [59] Kotschote, C.: Widerstandspunktschweißen mit Stanzelement - Prozesstechnische und werkstoffliche Besonderheiten von Aluminium-Stahl-Blechverbindungen. Dissertation, Ilmenau, 2019.
- [60] Reisgen, U., Stein, L., Steiners, M., Göttmann, A.: Lichtbogenfügen umformbarer Stahl-Aluminium-Mischverbindungen. Materialwiss. Werkstofftech. 41 (11) (2010), S. 951–960.
- [61] Mukherjee, S., Chakraborty, S., Galun R., Estrin, Y., Manna, I.: Transport phenomena in conduction mode laser beam welding of Fe-Al dissimilar couple with Ta diffusion barrier. International Journal of Heat and Mass Transfer 53 (2010), S. 5274–5282.
- [62] Schimek, M., Springer, A., Kaierle, S., Kracht, D., Wesling, V.: Laser-welded Dissimilar Steel-aluminum Seams for Automotive Lightweight Construction. Physics Procedia 39 (2012), S. 43–50.
- [63] Chen, S.: Influence of a Ni-foil interlayer on Fe/Al dissimilar joint by laser penetration welding. Materials Letters 79 (2012), S. 296–299.
- [64] Choi, C. Y., Kim, D. C., Nam, D. G., Kim, Y. D., Park, Y. D.: A Hybrid Joining Technology for Aluminium/Zinc Coated Steels in Vehicles. Journal Material Science Technology 26 (9) (2010), S. 858–864.
- [65] Lu, Y., Mayton, E., Song, H., Kimchi, M., Zhang, W.: Dissimilar metal joining of aluminum to steel by ultrasonic plus resistance spot welding - Microstructure and mechanical properties. Materials & Design 165 (2019), 107585.
- [66] Meschut, G., Schmal, C., Olfermann, T.: Process characteristics and load-bearing capacities of joints welded with elements for the application in multi-material design. Weld World (61) (2017), S. 435–442.
- [67] Meschut, G., Hahn, O., Janzen, V., Olfermann, T.: Innovative joining technologies for multi-material structures. Weld World (58) (2014), S. 65–75.

- [68] Li, Y., Wei, Z., Wang, Z., Li, Y.: Friction Self-Piercing Riveting of Aluminum Alloy AA6061-T6 to Magnesium Alloy AZ31B. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 135 (6) (2013), 199.
- [69] Wang, H., Li, N., Liu, L.: Investigation of the Joining Technology of FRP/AZ31B Magnesium Alloy by Welding and Riveting Hybrid Bonding Method. *Materials* 12 (13) (2019), 2167(1–11).
- [70] Suzuki, R., Ryo, C.: Dissimilar metals Joining Process using GMAW has High strength and One side access characteristic, and the Automation robot system. In: *Arc Welding Processes and Production Systems. 71ST IIW Annual Assembly 2018. Arc Welding Processes and Production Systems*, Bali. 16. bis 18. Juli, 2018, S. 1–12.
- [71] Eshtayeh, M. M., Hrairi, M., Mohiuddin, A. K. M.: Clinching process for joining dissimilar materials: state of the art. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 82 (1-4) (2016), S. 179–195.
- [72] Hönle, S.: Methoden zur Bewertung und Prognose der Anmutungsqualität und der Herstellbarkeit von Falzschlaufen an Karosseriebauteilen aus Aluminium. Dissertation, Stuttgart, 2016.
- [73] Pragana, J. P., Silva, C. M., Bragança, I. M., Alves, L. M., Martins, P. A.: A new joining by forming process to produce lap joints in metal sheets. *CIRP Annals* 67 (1) (2018), S. 301–304.
- [74] Abe, Y., Kato, T., Mori, K., Nishino, S.: Mechanical clinching of ultra-high strength steel sheets and strength of joints. *Journal of Materials Processing Technology* (214) (2014), S. 2112–2118.
- [75] Merklein, M., Meschut, G., Müller, M., Hörhold, R.: Basic Investigations of Non-Pre-Punched Joining by Forming of Aluminium Alloy and High Strength Steel with Shear-Clinching Technology. *KEM* 611-612 (2014), S. 1413–1420.
- [76] Lambiase, F.: Joinability of different thermoplastic polymers with aluminium AA6082 sheets by mechanical clinching. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 80 (9-12) (2015), S. 1995–2006.
- [77] Riedel, F.: Eigenschaftverbesserung von Durchsetzfügeverbindungen durch die Kombination mit Stoffschlußverbindungen. Dissertation, Chemnitz, 1997.

- [78] Alves, L. M., Afonso, R. M., Silva, C. M., Martins, P. A.: Joining by sheet-bulk forming of tubes to sheets. *Procedia Manufacturing* 15 (2018), S. 1322–1329.
- [79] Bragança, I. M. F., Silva, C. M. A., Alves, L. M., Martins, P. A. F.: Joining sheets perpendicular to one other by sheet-bulk metal forming. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 89 (1-4) (2017), S. 77–86.
- [80] Usui, M., Shirayori, A., Narazaki, M., Murakami, H., Kawame, N., Suzuki, Y., Watabe, M.: Basic Property of High-precision Metal Flow Joining Method Without Need for any Specialized Punch. *Procedia Engineering* 81 (2014), S. 1994–1999.
- [81] Matsumoto, R., Chida, T., Hanami, S., Utsunomiya, H.: Influence of the press ram motion on the joining characteristics during indentation plastic joining using a servo press. *Journal of Materials Processing Technology* 214 (10) (2014), S. 1995–2001.
- [82] Behrens, B.-A., Kosch, K.-G., Frischkorn, C., Vahed, N., Huskic, A.: Compound Forging of Hybrid Powder-Solid-Parts Made of Steel and Aluminum. *Material Forming ESAFORM 2012* (2012), S. 175–180.
- [83] Behrens, B.-A., Kosch, K.-G.: Influence of different alloying elements on the intermetallic phase seam thickness of compound forged steel-aluminum parts. *Production Engineering - Research and Development* 5 (5) (2011), S. 517–522.
- [84] Wesling, V., Treutler, K., Bick, T., Stonis, M., Langner, J., Kriwall, M.: Characteristics of joining and hybrid composite forging of aluminum solid parts and galvanized steel sheets. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* 1234 (373) (2018), S. 1–12.
- [85] Yamagishi, H., Kakiuchi, S., Sato, M.: High-Productivity Forge Welding of AZ80 Magnesium Alloy to A2024 Aluminum Alloy Using an AC Servo Press. *Metall and Mat Trans A* 49 (10) (2018), S. 4659–4668.
- [86] Werner, H., Sickinger, E.: Anordnung zur Widerstands-Schweißverbindung von lackierten mit unlackierten Metallteilen mittels eines nietartigen Schweißstifts - Patentschrift DBP1099663, 1959.
- [87] Meschut, G., Olfermann, T., Hörhold, R.: Entwicklung mechanischer und hybrider Füge-technologien für warmumgeformte höchstfeste Stähle in Mischbaustrukturen. In: *Tagungsband zum 9. Erlanger Workshop Warmblechumformung*. Erlangen, den 18. November 2014. Meisenbach, Bamberg, 2014, S. 127–142.

- [88] Reinhardt, R.: Schweißnieten - ein Verfahren zum Fügen von artfremden Werkstoffen. 22. DVS-Sondertagung (2013), S. 1–11.
- [89] Meschut, G., Janzen, V., Olfermann, T.: Innovative and Highly Productive Joining Technologies for Multi-Material Lightweight Car Body Structures 23 (2014), S. 1515–1523.
- [90] Meschut, G., Matzke, M., Hoerhold, R., Olfermann, T.: Hybrid Technologies for Joining Ultra-high-strength Boron Steels with Aluminum Alloys for Lightweight Car Body Structures. *Procedia CIRP* 23 (2014), S. 19–23.
- [91] Ling, Z., Li, Y., Luo, Z., Feng, Y., Wang, Z.: Resistance Element Welding of 6061 Aluminum Alloy to Uncoated 22MnMoB Boron Steel. *Materials and Manufacturing Processes* 31 (16) (2016), S. 2174–2180.
- [92] Ling, Z., Li, Y., Luo, Z., Ao, S., Yin, Z., Gu, Y., Chen, Q.: Microstructure and fatigue behavior of resistance element welded dissimilar joints of DP780 dual-phase steel to 6061-T6 aluminum alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 92 (5-8) (2017), S. 1923–1931.
- [93] Holtschke, N., Jüttner, S.: Joining lightweight components by short-time resistance spot welding. *Welding in the World* 61 (2) (2017), S. 413–421.
- [94] Schmal, C., Meschut, G.: Process characteristics and influences of production-related disturbances in resistance element welding of hybrid materials with steel cover sheets and polymer core. *Weld World* 64 (3) (2020), S. 437–448.
- [95] Wiese, L.: Einstufiges Widerstandselementschweißen für den Einsatz im Karosseriebau. Dissertation, Paderborn, 2018.
- [96] Günter, H., Meschut, G.: Joining of ultra-high-strength steels using resistance element welding on conventional resistance spot welding guns. *Weld World* (2021), <https://doi.org/10.1007/s40194-021-01122-2>.
- [97] Manladan, S. M., Yusof, F., Ramesh, S., Zhang, Y., Luo, Z., Ling, Z.: Resistance Element Welding of Magnesium Alloy/austenitic Stainless Steel. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 238 (2017), 12004.
- [98] Hartwig-Biglau, S.: Entwicklung eines impulsartig und butzenfrei eingetriebenen Elementes für das Widerstandsschweißen von Aluminium-Stahl-Verbindungen. Dissertation, Paderborn, 2016.

- [99] Meyer, C.: Weiterentwicklung des Widerstandselementschweißens für den Einsatz in der automobilen Serienfertigung. Dissertation, Paderborn, 2016.
- [100] Kotschote, C., Freudenberg, P., Neudel, C., Bergmann, J. P., Rudolf, H.: Einsatz und Verbindung von höchstfesten Stählen im Multi-Material-Mix der Audi ultra[®]-Leichtbaukarosserie. In: 10. Erlanger Workshop Warmblechumformung. 10. Erlanger Workshop Warmblechumformung, Erlangen. 03.11.2014, 2014, S. 133–150.
- [101] Ming Lou, YongBing Li, Yuan Wang, Bin Wang, Xinmin Lai: Influence of resistance heating on self-piercing riveted dissimilar joints of AA6061-T6 and galvanized DP590. *Journal of Materials Processing Technology* (214) (2014), S. 2119–2126.
- [102] Martinsen, K., Hu, S. J., Carlson, B. E.: Joining of dissimilar materials. *CIRP Annals* 64 (2) (2015), S. 679–699.
- [103] Hou, W., Hu, S. J., Wang, P.-C.: Method of Joining Dissimilar Materials - US-Patent. <https://patentimages.storage.googleapis.com/9c/73/19/2e272c1eaa52bc/US7267736B2.pdf>, 2005.
- [104] Meschut, G., Pietsch, T.: Fügen von Dreiblech-Mischbaustrukturen im Karosseriebau. *Lightweight Design* 8 (4) (2015), S. 50–55.
- [105] Pietsch, T.: Entwicklung des Prägeelementschweißens für Aluminium-Stahl-Verbindungen im Karosseriebau. Dissertation, Paderborn, 2020.
- [106] Qiu, R., Wang, N., Shi, H., Cui, L., Hou, L., Zhang, K.: Joining steel to aluminum alloy by resistance spot welding with a rivet. *IJMR* 106 (1) (2015), S. 60–65.
- [107] Kirschner, R., Bevc, B., Lindacher, R., Opel, D., Glück, B.: DE 10 2015 214 149 A1: Verfahren zur Herstellung eines Bauteilverbunds durch indirektes Fügen mittels eingepresstem Blechbutzen, sowie hiermit hergestellter Bauteilverbund und Kraftfahrzeugkarosserie mit solchem Bauteilverbund, 2015.
- [108] Tekkaya, A. E., Allwood, J. M., Bariani, P. F., Bruschi, S., Cao, J., Gramlich, S., Groche, P., Hirt, G., Ishikawa, T., Löbbecke, C., Lueg-Althoff, J., Merklein, M., Misiólek, W. Z., Pietrzyk, M., Shivpuri, R., Yanagimoto, J.: Metal forming beyond shaping: Predicting and setting product properties. *CIRP Annals* 64 (2) (2015), S. 629–653.

- [109] Doege, E., Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik. Springer, Berlin, 2016.
- [110] Panico, T.: Beurteilung der Kantenbelastung beim Scherschneiden höchstfester Stahlbleche mit Hilfe der Finiten-Element-Methode. Dissertation, München, 2011.
- [111] VDI 2906 Blatt 2: Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall Scherschneiden, 1984.
- [112] Krinninger, M.: Ansätze zur Reduzierung der prozessbedingten Flitterbildung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen im offenen Schnitt. Dissertation, München, 2019.
- [113] Kopp, T. M.: Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt. Dissertation, München, 2017.
- [114] Nothhaft, K.: Scherschneiden höchstfester Blechwerkstoffe im offenen Schnitt. Dissertation, München, 2014.
- [115] Nothhaft, K., Suh, J., Golle, M., Picas, I., Casellas, D., Volk, W.: Shear cutting of press hardened steel: influence of punch chamfer on process forces, tool stresses and sheared edge qualities. *Production Engineering - Research and Development* 6 (4-5) (2012), S. 413-420.
- [116] Feistle, M., Krinninger, M., Golle, R., Volk, W.: Notch Shear Cutting of Press Hardened Steels. *KEM* 639 (2015), S. 477-484.
- [117] Sachnik, P.: Methodik für gratfreie Schnittflächen beim Scherschneiden. Dissertation, München, 2017.
- [118] Krinninger, M., Feistle, M., Golle, R., Volk, W.: Notch Shear Cutting of Aluminum Alloys. *Procedia Engineering* 183 (2017), S. 53-58.
- [119] DIN 8583-5: Fertigungsverfahren Druckumformen Teil 5: Eindrücken - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [120] Tschätsch, H.: Praxis der Umformtechnik - Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge. Vieweg, Braunschweig, 2001, 6. Auflage.
- [121] Merklein, M., Allwood, J. M., Behrens, B.-A., Brosius, A., Hagenah, H., Kuzman, K., Mori, K., Tekkaya, A. E., Weckenmann, A.: Bulk forming of sheet metal. *CIRP Annals* 61 (2) (2012), S. 725-745.
- [122] Hoffmann, H., Neugebauer, R., Spur, G.: Handbuch Umformen - Edition | Handbuch der Fertigungstechnik. Hanser, München, 2012.

- [123] Schuster, A.: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen und dessen Auswirkungen auf mechanische Eigenschaften. Dissertation, Dortmund, 2012.
- [124] DIN 8583-3: Fertigungsverfahren Druckumformen - Teil 3: Freiformen Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [125] Michalski, M., Piott, F., Merklein, M.: Compression testing martensitic stainless steel with superimposed ultrasonic vibration. *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 1970-1975.
- [126] Krishna, C. H., Davidson, M. J., Nagaraju, C.: Investigation of work hardening behavior and failure analysis of billets due to biaxial stresses in simple upsetting process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 79 (9) (2015), S. 2017-2030.
- [127] Behrens, B.-A., Hagen, T., Mielke, J., Sidhu, K. B.: Production of structure components with selective properties by means of action media based cold forming. *International Journal of Material Forming* 1 (1) (2008), S. 347-350.
- [128] Andreas, K., Henneberg, J., Koch, J., Merklein, M.: Local Adjustment of Surface Integrity of Forming Tools by Adaptation of Tool Making Process. *Procedia CIRP* 45 (2016), S. 339-342.
- [129] Merklein, M., Koch, J., Opel, S., Schneider, T.: Fundamental investigations on the material flow at combined sheet and bulk metal forming processes. *CIRP Annals* 60 (1) (2011), S. 283-286.
- [130] Vierzigmann, U., Koch, J., Merklein, M., Engel, U.: Material Flow in Sheet-Bulk Metal Forming. *KEM* 504-506 (2012), S. 1035-1040.
- [131] Merklein, M., Löffler, M., Gröbel, D., Henneberg, J.: Material flow control in sheet-bulk metal forming processes using blasted tool surfaces. *MATEC Web Conf.* 190 (2018), 13003.
- [132] Löffler, M., Schulte, R., Freiburg, D., Biermann, D., Stangier, D., Tillmann, W., Merklein, M.: Control of the material flow in sheet-bulk metal forming using modifications of the tool surface. *International Journal of Material Forming* 12 (1) (2019), S. 17-26.
- [133] Pilz, E., Gröbel, D., Merklein, M.: Investigation of Fatigue Strength of Tool Steels in Sheet-Bulk Metal Forming. *AIP Conference Proceedings* 1 (1960) (2018), 160022.

- [134] Merklein, M., Löffler, M., Schneider, T.: Plastic flow and its control in sheet-bulk metal forming of thin-walled functional components. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64 (2015), S. 245–248.
- [135] Gröbel, D., Koch, J., Vierzigmann, H. U., Engel, U., Merklein, M.: Investigations and Approaches on Material Flow of Non-uniform Arranged Cavities in Sheet Bulk Metal Forming Processes. *Procedia Engineering* 81 (2014), S. 401–406.
- [136] Gröbel, D., Schulte, R., Hildenbrand, P., Lechner, M., Engel, U., Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Behrens, B.-A., Hübner, S., Vucetic, M., Koch, S., Merklein, M.: Manufacturing of functional elements by sheet-bulk metal forming processes. *Prod. Eng. Res. Devel.* 10 (1) (2016), S. 63–80.
- [137] Schulte, R., Hildenbrand, P., Vogel, M., Lechner, M., Merklein, M.: Analysis of fundamental dependencies between manufacturing and processing Tailored Blanks in sheet-bulk metal forming processes. *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 305–310.
- [138] Isik, K., Gerstein, G., Schneider, T., Schulte, R., Rosenbusch, D., Clausmeyer, T., Nürnberger, F., Vucetic, M., Koch, S., Hübner, S., Behrens, B.-A., Tekkaya, A. E., Merklein, M.: Investigations of ductile damage during the process chains of toothed functional components manufactured by sheet-bulk metal forming. *Prod. Eng. Res. Devel.* 10 (1) (2016), S. 5–15.
- [139] Besserer, H.-B., Hildenbrand, P., Gerstein, G., Rodman, D., Nürnberger, F., Merklein, M., Maier, H. J.: Ductile Damage and Fatigue Behavior of Semi-Finished Tailored Blanks for Sheet-Bulk Metal Forming Processes. *Journal of Materials Engineering and Performance* 25 (3) (2016), S. 1136–1142.
- [140] Besserer, H.-B., Dalinger, A., Rodman, D., Nürnberger, F., Hildenbrand, P., Merklein, M., Maier, H. J.: Induction Heat Treatment of Sheet-Bulk Metal-Formed Parts Assisted by Water-Air Spray Cooling. *Steel Research Int.* 87 (9) (2016), S. 1220–1227.
- [141] Flacherzeugnisse aus Stahl zur Kaltumformung. Dokumentation Kraftfahrwesen E.V., Bietigheim-Bissingen, 2016.
- [142] DIN EN 485-2: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche und Platte - Teil 2: Mechanische Eigenschaften. Beuth Verlag, Berlin, 2018.

- [143] Merklein, M.: Charakterisierung von Blechwerkstoffen für den Leichtbau. Meisenbach GmbH Verlag, Bamberg, 2006.
- [144] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. Springer, Berlin, 2014, 3. Auflage.
- [145] Kahrmanidis, A.: Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen. Dissertation, Erlangen-Nürnberg, 2016.
- [146] Klaus, K.: Erstellung eines werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung. Dissertation, Erlangen-Nürnberg, 2015.
- [147] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch Teil 1 Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Beuth Verlag, Berlin, 2017.
- [148] Benkißer, G., Bernthaler, T., Cyrener, K.: Metallografie - Mit einer Einführung in die Keramografie. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2016, 15. Auflage.
- [149] DIN EN ISO 16808: Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen. Beuth Verlag, Berlin, 2014.
- [150] DIN 50106: Prüfung metallischer Werkstoffe - Druckversuch bei Raumtemperatur. Beuth Verlag, Berlin, 2016.
- [151] Schuler Pressen GmbH: Herstellerseite: https://www.schuler-group.com/unternehmen/standorte/europa/deutschland/schuler_pressen_weingarten/index.html, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [152] Schuler GmbH: Handbuch der Umformtechnik. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1996.
- [153] HBM: Herstellerseite: <https://www.hbm.com/de/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [154] Nimak GmbH: Herstellerseite: <https://www.nimak.de/de/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [155] Robert Bosch GmbH: Herstellerseite: <https://www.bosch.de/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [156] Kuka AG: Herstellerseite: <https://www.kuka.com/>, (aufgerufen am 01.05.2021).

- [157] ZwickRoell GmbH & Co. KG: Herstellerseite: <https://www.zwickroell.com/de-de>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [158] Hegewald & Peschke: Herstellerseite: <https://www.hegewald-peschke.de/startseite.html>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [159] Merkblatt DVS/EFB 3480-1: Prüfung von Verbindungseigenschaften; Prüfen der Eigenschaften mechanisch und kombiniert mittels Kleben gefertigter Verbindungen. DVS-Verl., Düsseldorf, 2007.
- [160] DIN EN ISO 7500-1: Metallische Werkstoffe – Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen – Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmessrichtung (ISO 7500-1:2018). Beuth Verlag, Berlin, 2018.
- [161] Keyence: Herstellerseite: <https://www.keyence.de/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [162] Keyence Corporation, 2016: Datenblatt Keyence 3D-Profilometer - Modellreihe VR-3000, (aufgerufen am 31.05.2019).
- [163] Schuth, M., Buerakov, W.: Handbuch optische Messtechnik - Praktische Anwendungen für Entwicklung, Versuch, Fertigung und Qualitätssicherung. Hanser, München, 2017.
- [164] Carl Zeiss AG: Herstellerseite: <https://www.zeiss.de/corporate/home.html>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [165] Nolte, R.: Großkammer-Rasterelektronenmikroskopie: Inbetriebnahme, Optimierung und experimentelle Methodik. Dissertation, Erlangen, 2011.
- [166] Michler, G. H.: Kompakte Einführung in die Elektronenmikroskopie. Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2019.
- [167] GOM GmbH: Herstellerseite: <https://www.gom.com/de.html>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [168] Domke, W.: Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung. Girardet, Düsseldorf, 2001, 10. Auflage.
- [169] DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers Teil 1: Prüfverfahren. Beuth Verlag, Berlin, 2008.
- [170] Helmut Fischer GmbH: Herstellerseite: <https://www.helmut-fischer.com/de/>, (aufgerufen am 01.05.2021).

- [171] XRD Eigenmann GmbH: Herstellerseite: <https://www.xrd-eigenmann.de/de/roentgen-diffraktometrie-systeme>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [172] DIN EN 15305: Zerstörungsfreie Prüfung – Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen. Beuth Verlag, Berlin, 2009.
- [173] Eigenmann, B., Macherauch, E.: Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 26 (1995), S. 148–160.
- [174] Spieß, L., Teichert, G., Schwarzer, R., Behnken, H., Genzel, C.: *Moderne Röntgenbeugung - Röntgendiffraktometrie für Materialwissenschaftler, Physiker und Chemiker*. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2009, 2. Auflage.
- [175] Noyan, I. C., Cohen, J. B.: *Residual Stress - Measurement by Diffraction and Interpretation*. Springer Science+, New York, 1987.
- [176] Peiter, A.: *Handbuch Spannungsmesspraxis - Experimentelle Ermittlung mechanischer Spannungen*. Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/Wiesbaden, 1992.
- [177] Eigenmann, B., Macherauch, E.: Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen - Teil 3. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* (27) (1996), S. 426–437.
- [178] DIN EN ISO 14327: *Widerstandsschweißen - Verfahren für das Bestimmen des Schweißbereichsdiagramm für das Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen*. Beuth Verlag, Berlin, 2004.
- [179] Dilthey, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1 - Schweiß- und Schneidtechnologien*. Springer, Berlin, 2006, 3. Auflage.
- [180] Fahrenwaldt, H. J., Schuler, V., Twrdek, J.: *Praxiswissen Schweißtechnik - Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2014, 5. Auflage.
- [181] Tessonics Inc.: Herstellerseite: <https://www.tessonics.com/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [182] Hipp, R., Gommlich, A., Grossmann, C., Schubert, F.: *Hochaufgelöste Ultraschallprüfung an Widerstandspunktschweißverbindungen*. DGZfP-Jahrestagung 2013 (2013), S. 1–11.

- [183] Summerville, C., Adams, D., Compston, P., Doolan, M.: Nugget Diameter in Resistance Spot Welding: A Comparison between a Dynamic Resistance Based Approach and Ultrasound C-scan. *Procedia Engineering* 183 (2017), S. 257–263.
- [184] DIN EN 60584-1: Thermoelemente- Teil 1: Thermospannungen und Grenzwabweichungen. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.
- [185] Moser, H., Schley, U., Thomas, W., Tingwaldt, C. (Hg.): *Temperaturmessung*. Springer, Berlin, 1977, 3. Auflage.
- [186] Tränkler, H.-R., Reindl, L.: *Sensortechnik*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2014.
- [187] Bernhard, F.: *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. Springer, Berlin, 2014, 2. Auflage.
- [188] Omega Engineering Inc.: Herstellerseite: <https://www.omega.com/en-us/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [189] He, Q., Smith, S., Xiong, G.: Thermocouple Attachment Using Epoxy in Electronic System Thermal Measurements — a Numerical Experiment. In: 27th Annual IEEE Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium (SEMI-THERM), 2011. 20 - 24 March 2011, San Jose, CA, USA; proceedings 2011. Management Symposium (SEMI-THERM), San Jose, CA, USA. 3/20/2011 - 3/24/2011. IEEE, Piscataway, NJ, 2011, S. 280–291.
- [190] Géczy, A., Kvanduk, B., Illes, B., Illyefalvi-Vitéz, Z.: Thermocouple Attachment Methods for PCB Profiling During Vapour Phase Soldering. In: 2012 IEEE 18th International Symposium for Design and Technology of Electronic Packaging (SIITME). 25 - 28 Oct. 2012, Alba Iulia, Romania. 2012 IEEE 18th International Symposium for Design and Technology in Electronic Packaging (SIITME), Alba Iulia, Romania. 25.10.2012 - 28.10.2012. IEEE, Piscataway, NJ, 2012, S. 133–137.
- [191] Vogt, U.: *Seriennahe Auslegung von Aluminum Tailored Heat Treated Blanks*. Dissertation, Erlangen-Nürnberg, 2009.
- [192] Matthes, K.-J., Schneider, W.: *Schweißtechnik*. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2012.
- [193] Meinhardt, M., Endres, M., Graf, M., Lechner, M., Merklein, M.: Analysing resistance element welding with upset auxiliary joining steel-elements under shear load. *Procedia Manufacturing* 29 (2019), S. 329–336.

- [194] DIN EN ISO 14272: Widerstandsschweißen – Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen – Probemaße und Verfahren für die Kopfzugprüfung an Widerstandspunkt- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln. Beuth Verlag, Berlin, 2016.
- [195] DIN EN ISO 16237: Mechanisches Fügen - Quasistatische Kopfzugprüfung von mechanisch gefügten Einpunktproben - Probenmaße und Durchführung. Beuth Verlag, Berlin, 2015.
- [196] DIN EN ISO 14270: Widerstandsschweißen - Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen - Probenmaße und Verfahren für die mechanisierte Schälprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln. Beuth Verlag, Berlin, 2016.
- [197] Lohse, S.: Numerische Schwingfestigkeitsanalyse von Widerstandspunktschweißungen. Dissertation, Darmstadt, 2017.
- [198] Müller, C.: Zur Auswertung experimenteller Wöhlerlinien. Dissertation, Clausthal-Zellerfeld, 2015.
- [199] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Springer, Berlin, 2006, 3. Auflage.
- [200] MATFEM: Firmenseite: <https://www.matfem.de/>, (aufgerufen am 01.05.2021).
- [201] Livermore Software Technology Corporation: LS-Dyna Theory Manual - 07/24/19 (r:11261), 2019.
- [202] Dell, H., Gese, H., Oberhofer, G.: CrachFEM — A Comprehensive Approach For The Prediction Of Sheet Metal Failure. In: AIP Conference Proceedings. MATERIALS PROCESSING AND DESIGN; Modeling, Simulation and Applications; NUMIFORM '07; Proceedings of the 9th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Porto. 17-21 June 2007. AIP, 2007, S. 165–170.
- [203] Buckley, M., Gese, H., Reissner, M., Oberhofer, G.: Simulation of the Manufacturing Process of Self-Piercing Rivets with LS-DYNA with Focus on Failure Prediction for Sheets and Rivet. 10th European LS-DYNA Conference 2015 (2015), S. 1–7.
- [204] Lange, K. (Hg.): Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. Springer, Berlin, Heidelberg, 1993, 2. Auflage.

- [205] Gese, H., Oberhofer, G., Dell, H.: MF GenYld + CrachFEM - A Modular Material and Failure Model for Structural Materials to be Used in Metal Forming and Crash Simulations. NAFEMS Seminar: "Materials Modeling - FE Simulations of the Behavior of Modern Industrial Materials Including their Failure (2006), S. 1–5.
- [206] Merklein, M., Kuppert, A.: A method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior. International Journal of Material Forming 2 (1) (2009), 483.
- [207] Askes, H., Sluys, L. J., Jong, B. de: Remeshing Techniques for R-Adaptive and Combined H/R-Adaptive Analysis with Application to 2d/3d Crack Propagation. European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (2000), S. 1–18.
- [208] Klein, B.: FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015, 10. Auflage.
- [209] Wagner, M.: Lineare und nichtlineare FEM - Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA®. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2017.
- [210] Schey, J.: Metal Deformation Processes - Friction and Lubrication. Dekker, New York, 1970.
- [211] Siegert, K. (Hg.): Blechumformung: Verfahren, Werkzeuge und Maschinen. Springer Vieweg, Berlin, 2015.
- [212] Rooch, A.: Statistik für Ingenieure. Springer, Berlin Heidelberg, 2014.
- [213] Meinhardt, M., Schweighart, F.-X., Lechner, M., Merklein, M.: Einfluss von Schnittflächenkenngrößen auf die Verbindungsfestigkeit eingepresster Stahlelemente beim konventionellen Fügen im Multi-materialbau. In: Weiterführende Funktionsintegration in der Prozesskette. Maschinen - Werkzeuge - Systeme: Tagungsband des 38. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2018 am 17. und 18. April 2018 in Bad Boll. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover, 2018, S. 105–119.
- [214] Krinniger, M., Opritescu, D., Golle, R., Volk, W.: Reduzierung der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen. Tagungsband T44 des 37. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2017 (2017), S. 273–290.

- [215] Meinhardt, M., Lechner, M. und Merklein, M.: Experimental analysis of the influence of the embossing and upsetting process on joint strength in resistance element welding with upset auxiliary joining elements. 40th International Deep-Drawing Research Group Conference (IDDRG 2021). IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 1157 (2021) 012002.
- [216] Lange, K. (Hg.): Umformtechnik - Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Springer, Berlin, 2002, 2. Auflage.
- [217] Radaj, D.: Wärmewirkungen des Schweißens - Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug. Springer, Berlin, 1988.
- [218] Bürgel, R., Richard, H. A., Riemer, A.: Werkstoffmechanik. Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2014.
- [219] Bergmann, W.: Werkstofftechnik - Grundlagen und Anwendung. Hanser, München, 2002, 3. Auflage.
- [220] Meinhardt, M., Röder, F., Nguyen, T., Bonk, K., Schneider, F., Lechner, M., Merklein, M.: Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Einsatz von Formstauchstempel und Analyse des Schweißprozesses. In: Merklein, M. (Hg.): Warmumformung von höchstfesten Vergütungsstählen: 15. Erlanger Workshop Warmblechumformung, vol. 15. Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2020, S. 147-164.

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Meinhardt, M., Schweighart, F.-X., Lechner, M. und Merklein, M.: Einfluss von Schnittflächenkenngrößen auf die Verbindungsfestigkeit eingepresster Stahlelemente beim konventionellen Fügen im Multimaterialbau. In: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung: Weiterführende Funktionsintegration in der Prozesskette. Maschinen – Werkzeuge – Systeme. Tagungsband des 38. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2018 am 17. und 18. April 2018 in Bad Boll. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover, 2018, S. 105-119.
- [P2] Meinhardt, M., Endres, M., Graf, M., Lechner, M., Merklein, M.: Analysing Resistance Element Welding with Upset Auxiliary Joining Steel-Elements under Shear Load. 18th International Conference on Sheet Metal, Shemet 2019. Procedia Manufacturing 29 (2019), S. 329-336.
- [P3] Meinhardt, M., Röder, F., Nguyen, T., Bonk, K., Schneider, F., Lechner, M., Merklein, M.: Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen – Einsatz von Formstauchstempel und Analyse des Schweißprozesses. Tagungsband zum 15. Erlanger Workshop Warmblechumformung 2020, Fürth, 2020, S. 147-164.
- [P4] Meinhardt, M., Lechner, M. und Merklein, M.: Experimental analysis of the influence of the embossing and upsetting process on joint strength in resistance element welding with upset auxiliary joining elements. 40th International Deep-Drawing Research Group Conference (IDDRG 2021). IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 1157 (2021) 012002.

Verzeichnis promotionsbezogener, angemeldeter Patente

- [Q1] WO 2020/015921 A1 – Verfahren zur Herstellung eines Fahrzeugbauteils mit Fügehilfselement. 2018.
- [Q2] WO 2020/011485 A1 – Werkzeug und Verfahren zum Verpressen eines Hilfsfügeelementes mit einem separat von dem Hilfsfügeelement ausgebildetem Werkstück, insbesondere zum Herstellen eines Kraftfahrzeuges. 2018.
- [Q3] DE 10 2018 203 647 A1 – Verfahren zum Herstellen eines stoffschlüssigen gefügten Bauteilverbunds mit wenigstens einem Gussbauteil und Karosserie mit solchem Bauteilverbund. 2018.

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten

- [S1] Saatberger, M.: Einflussgrößenuntersuchung zum Einfluss von Schnittflächenkenngrößen auf die Verbindungsfestigkeit bei Einpresselementen. Bachelorarbeit, München, 2017.
- [S2] Graf, M.: Methodische Analyse einer neuartigen Stahl-Aluminium-Verbindung hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit bei Scherbelastung. Bachelorarbeit, Erlangen, 2018.
- [S3] Hofmann, D.: Qualifizierung röntgenographischer Untersuchungen und methodische Analyse der Eigenspannungszustände stauchgeprägter Stahl-Hilfsfügeelemente in Alu-Trägerblechen. Masterarbeit, Erlangen, 2018.
- [S4] Nguyen, T.: Kleinlasthärte-Untersuchungen und methodische Analyse der Verfestigungszustände stauchgeprägter Stahl-Hilfsfügeelemente in Aluminium-Trägerblechen. Bachelorarbeit, Erlangen, 2019.
- [S5] Bonk, K.: Analyse des Widerstandspunktschweißprozesses beim Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen. Masterarbeit, Aachen, 2019.
- [S6] Roeder, F.: Analyse eines Werkzeugkonzeptes zur Fügeergebnisverbesserung beim Widerstandselementschweißen. Masterarbeit, Chemnitz, 2019.
- [S7] Schneider, F.: Methodische Analyse der Forschungsergebnisse zum Multimaterial-Schweißen und Widerstandselementschweißen. Projektarbeit, Erlangen, 2019.
- [S8] Schneider, F.: Methodische REM-Analyse widerstandselementgeschweißter Verbindungen. Masterarbeit, Erlangen, 2020.

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2021):
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308
FAU Studien aus dem Maschinenbau
ISSN 2625-9974
FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
FMT	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien
REP	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

Band 1: Andreas Hemberger
Innovationspotentiale in der
rechnerintegrierten Produktion durch
wissensbasierte Systeme
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe
Beitrag zur Steigerung der Flexibilität
automatisierter Montagesysteme
durch Sensorintegration und erweiterte
Steuerungskonzepte
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting
Projektierung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter
Nutzungsgradsteigerung von
Montagesystemen durch den Einsatz
der Simulationstechnik
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin
Aufbau von Modellen zur Lageregelung
von Industrierobotern
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss
Untersuchungen zur Bearbeitungsquali-
tät im Fertigungssystem Laserstrahl-
schneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz
Modell zur datenbankgestützten Planung
automatisierter Montageanlagen
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier
Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhal-
tens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele
Konzeption und Wirtschaftlichkeit von
Planungssystemen in der Produktion
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer
Technologisch orientierte
Montageplanung am Beispiel der
Schraubtechnik
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990.
ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer
Verteilte Planungssysteme zur
Flexibilitätssteigerung der
rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam
CAD/CAP: Rechnergestützte Montage-
feinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen
Pulvermetallurgische Verarbeitung eines
übereutektoiden verschleißfesten Stahls
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab.
1990. ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann
Untersuchungen zur Anlagen- und
Prozeßdiagnostik für das Schneiden
mit CO₂-Hochleistungslasern
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab.
1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler
Material- und Datenfluß in einer flexiblen
Blechbearbeitungszelle
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake
Entwicklung eines rechnergestützten
Diagnosesystems für automatisierte
Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel
Optimierung der Werkzeugbereitstellung
durch rechnergestützte
Arbeitsfolgenbestimmung
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller
Modellierung und Einsatz von
Softwaresystemen für rechnergeführte
Montagezellen
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16454-5.

Band 19: Arnold vom Ende
Untersuchungen zum Biegeumforme mit
elastischer Matrize
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid
Beitrag zum automatisierten Bearbeiten
von Keramikguß mit Industrierobotern
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab.
1991. ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer
Multiprozessorsteuerung für
kooperierende Industrieroboter in
Montagezellen
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer
Entwicklung problemspezifischer
Verfahrensketten in der Montage
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr
Beitrag zur optimalen
Verbindungstechnik in der
Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief
Untersuchungen zur Verfahrensfolge
Laserstrahlschneiden und -schweißen
in der Rohkarosseriefertigung
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab.
1991. ISBN 3-446-16593-2.

Band 25: Christoph Thim
Rechnerunterstützte Optimierung
von Materialflußstrukturen in der
Elektronikmontage durch Simulation
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller
CO₂-Laserstrahlschneiden von
kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer
Integrierte Informationsverarbeitung
bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann
Entwicklung einer
CAD/CAM-Prozeßkette für die
Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann
Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden
und -schweißen: Prozeßführung und
Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbear-
beitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel
Flexible Werkstattsteuerung mit
objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch
Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur
impliziten Geräteprogrammierung
in Roboterzellen
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther
Ein Beitrag zur Bewertung des Kommuni-
kationsverhaltens von Automatisierungs-
geräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless
Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik
in der Strahlführung einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel
Entwicklung und Einsatz eines Simula-
tionsverfahrens für operative und
strategische Probleme der
Produktionsplanung und -steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann
Operatives Fertigungscontrolling durch
Optimierung auftragsbezogener Bearbei-
tungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra
Entwicklung eines benutzerorientierten
Werkstattprogrammiersystems für das
Laserstrahlschneiden
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17719-1.

Band 37: Stephanie Abels
Modellierung und Optimierung von
Montageanlagen in einem integrierten
Simulationssystem
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmen-
der Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz
Oberflächenfeinbearbeitung
keramischer Werkstoffe mit
XeCl-Excimerlaserstrahlung
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994.
ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp
Rechnerunterstützung bei Test und
Schulung an Steuerungssoftware von
SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch
Wissensbasierte Unterstützung der
Angebotsbearbeitung in der
Investitionsgüterindustrie
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp
Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim
Schneiden mit einem gepulsten
Nd:YAG-Laser
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18241-1.

Band 43: Werner Heckel
Optische 3D-Konturerfassung und
on-line Biegewinkelmessung mit
dem Lichtschnittverfahren
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt
Modulares Planungssystem zur
Optimierung der Elektronikfertigung
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der
Elektronikproduktion
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann
Beitrag zur automatisierten
Handhabungsplanung komplexer
Blechbiegeteile
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher
Konzept zur rechnerintegrierten
Materialversorgung in flexiblen
Fertigungssystemen
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18412-0.

Band 49: Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse und
Klassifizierung von Blechteilen
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke
Integrierte Entwicklung neuer
Produkt- und Produktionstechnologien
für räumliche spritzgegossene
Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle
Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie
Zeitbehandlung und
Multimedia-Unterstützung in
Feldkommunikationssystemen
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996.
ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und
Elektronikindustrie
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn
Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung
mit Excimerlasern - Systemkomponenten
und Verfahrensoptimierungen
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-075-3.

Band 55: Henning Hanebuth
Laserstrahlhartlöten mit
Zweistrahltechnik
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr
Steuerung und Sensordatenintegration
für flexible Fertigungszellen mit
kooperierenden Robotern
FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit
Laserstrahlung
LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz
Fertigungsqualität beim
3D-Laserstrahlschweißen von
Blechformteilen
LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs
Integration elektromechanischer
CA-Anwendungen über einem
STEP-Produktmodell
FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm
Prozeßintegrierte Qualitätssicherung
in der Elektronikproduktion
FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-082-6.

Band 61: Andreas Brand
Prozesse und Systeme zur Bestückung
räumlicher elektronischer Baugruppen
(3D-MID)
FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf
Regelung der Laserstrahlleistung und
der Fokusparameter einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser
Modulares Informationsmanagement
in der integrierten Produkt- und
Prozeßplanung
FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl
Integriertes Automatisierungskonzept
für den flexiblen Materialfluß in der
Elektronikproduktion
FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto
Transiente Prozesse beim
Laserstrahlschweißen
LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl
Erweiterte Informationsbereitstellung
an offenen CNC-Steuerungen zur
Prozeß- und Programoptimierung
FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-091-5.

Band 67: Klaus-Uwe Wolf
Verbesserte Prozeßführung und
Prozeßplanung zur Leistungs- und
Qualitätssteigerung beim
Spulenwickeln
FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung
für die 3D-Laserstrahlbearbeitung
LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus
Laserstrahlumformen von Profilen
LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer
Adaptive Strahlführungen für
CO₂-Laseranlagen
LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber
Prozeßoptimierter Betrieb flexibler
Schraubstationen in der
automatisierten Montage
FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen
in der Umformtechnik
LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-097-4.

Band 73: Volker Franke
Integrierte Planung und Konstruktion
von Werkzeugen für die Biegebearbeitung
LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller
Automatisierte Demontagesysteme
und recyclinggerechte Produktgestaltung
elektronischer Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meißner
Kaltmassivumformung metallischer
Kleinstteile – Werkstoffverhalten,
Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung
LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher
Prozeß- und Systemtechnik zum
Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind
Zerstörungsfreie Ermittlung mechani-
scher Eigenschaften von Feinblechen mit
dem Wirbelstromverfahren
LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard
Qualitätssteigerung in der
Elektronikproduktion durch
Optimierung der Prozeßführung
beim Löten komplexer Baugruppen
FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-103-2.

Band 79: Elke Rauh
Methodische Einbindung der Simulation
in die betrieblichen Planungs- und
Entscheidungsabläufe
FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn
Meßeinrichtung zur Untersuchung
der Wirkflächenreibung bei umformtech-
nischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schubert
Regelung der Fokusslage beim Schweißen
mit CO₂-Hochleistungslasern unter
Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo
Development and Implementation of
Hierarchical Control Structures of
Flexible Production Systems Using High
Level Petri Nets
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt
Effizienzsteigerung bei Demontage
und Recycling durch flexible
Demontagetechnologien und optimierte
Produktgestaltung
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz
Modelle und effiziente Modellbildung
zur Qualitätssicherung in der
Elektronikproduktion
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-112-1.

Band 85: Ralf Luchs
Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT
FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau
Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals
Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes
LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn
Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion
FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger
Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen
LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher
Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten
LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-119-9.

Band 91: Horst Arnet
Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung
LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart
Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO₂-Laserstrahlung
LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P. Coremans
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper
LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler
Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung
FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker
Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken
LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein
Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung
LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-128-8.

Band 97: Gunter Beitinger
Herstellungs- und Prüfverfahren für
thermoplastische Schaltungsträger
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach
Beitrag zur rechnerunterstützten
verursachungsgerechten
Angebotskalkulation von Blechteilen
mit Hilfe wissenschaftlicher Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach
Bildverarbeitungssystem zur Erfassung
der Anschlußgeometrie elektronischer
SMT-Bauelemente
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk
Simulationsbasierte
Lebensdauervorhersage für Werkzeuge
der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl
Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel
Ermüdungsbruchversagen
hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle
in der Kaltmassivumformung
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-138-5.

Band 103: Stefan Bobbert
Simulationsgestützte Prozessauslegung
für das Innenhochdruck-Umformen
von Blechpaaren
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000.
ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer
Modulares Planungswerkzeug zum
Produktionsmanagement in der
Elektronikproduktion
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-139-3.

Band 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen
durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel
Wissenschaftliche Methoden für die
rechnergestützte Charakterisierung
und Bewertung innovativer
Fertigungsprozesse
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel
Kommunikationstechnische Integration
der Prozessebene in Produktionssysteme
durch Middleware-Frameworks
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-143-1.

Band 108: Frank Pitter
Verfügbarkeitssteigerung von
Werkzeugmaschinen durch Einsatz
mechatronischer Sensorlösungen
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli
Integration lokaler CAP-Systeme in
einen globalen Fertigungsdatenverbund
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern -
Prozeßparameter und Modelle zur
Aktorkonstruktion
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet
zum effizienten Service von
Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein
Qualitäts- und kosteneffiziente Integra-
tion neuer Bauelementetechnologien in
die Flachbaugruppenfertigung
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten
alternativer Elektroniklote in der
Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-152-0.

Band 114: Alexander Huber
Justieren vormontierter Systeme mit dem
Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi
Analyse und Optimierung von Montage-
systemen in der Elektronikproduktion
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein
Laserstrahlumformen von
Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung
der Mikrostruktur und der mechanischen
Eigenschaften
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi
Ein informationslogistisches
Architekturkonzept zur Akquisition
simulationsrelevanter Daten
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch
Rationalisierung und ergonomische
Optimierung im Innenausbau durch
den Einsatz moderner
Automatisierungstechnik
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt
Prozeßregelung für das Laserstrahl-
Punktschweißen in der Elektronikpro-
duktion
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-166-0.

Band 120: Nicolas Tiesler
Grundlegende Untersuchungen zum
Fließpressen metallischer Kleinstteile
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche
Methoden zur technologieorientierten
Programmierung für die
3D-Lasermikrobearbeitung
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel
Prozeßkontrolle beim
Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel
Prozeßkontrolle und -steuerung beim
Laserstrahlschweißen mit den Methoden
der nichtlinearen Dynamik
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßler
Laserstrahlunterstützte Erzeugung
metallischer Leiterstrukturen auf
Thermoplastsubstraten für die
MID-Technik
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein
Qualität laserstrahl-gefügter
Mikroverbindungen elektronischer
Kontakte
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-170-9.

Band 126: Stefan Kaufmann
Grundlegende Untersuchungen zum
Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium
für Komponenten der Optoelektronik
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich
Simultanes Löten von Anschlußkontak-
ten elektronischer Bauelemente mit
Diodenlaserstrahlung
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann
Erweiterung der Formgebungsgrenzen
beim Umformen von
Aluminiumwerkstoffen durch den Ein-
satz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch
3 - D MID Technologie in der
Automobilelektronik
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl
Fertigungsqualität und Umformbarkeit
laserstrahlgeschweißter Formplatinen
aus Aluminiumlegierungen
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk
Entwicklung eines konfigurierbaren
Steuerungssystems für die flexible
Sensorführung von Industrierobotern
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-174-1.

Band 132: Matthias Nегendandck
Neue Sensorik und Aktorik für
Bearbeitungsköpfe zum
Laserstrahlschweißen
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis
Integrierte Fertigung - Verfahrensin-
tegration durch Innenhochdruck-Umfor-
men, Trennen und Laserstrahlschweißen
in einem Werkzeug sowie ihre tele- und
multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner
Technische Umsetzung produktbezoge-
ner Instrumente der Umweltpolitik bei
Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier
Strategien für einen produktorientierten
Einsatz räumlicher spritzgegossener
Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich
Kostensimulation - Simulationsbasierte
Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer
Produktionssysteme
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny
Innenhochdruck-Umformen von Blechen
aus Aluminium- und Magnesiumlegie-
rungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha
Flexible Montageautomatisierung zur
Komplettmontage flächenhafter Produkt-
strukturen durch kooperierende
Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth
Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und
Verbindungstechnik für mechatronische
Baugruppen
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph
Durchgängige simulationsgestützte
Planung von Fertigungseinrichtungen der
Elektronikproduktion
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah
Simulationsbasierte Bestimmung der
zu erwartenden Maßhaltigkeit für das
Blechbiegen
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein
Scherschneiden und Biegen metallischer
Kleinstteile - Materialeinfluss und
Materialverhalten
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff
Excimerlaserstrahlbiegen dünner
metallischer Folien mit homogener
Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach
Rechnergestützte Anpassung von
Laserstrahlschneidbahnen
an Bauteilabweichungen
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl
System- und Prozesstechnik für das
simultane Lötten mit Diodenlaserstrah-
lung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker
Tribologische Eigenschaften keramischer
Blechumformwerkzeuge- Einfluss einer
Oberflächenendbearbeitung mittels
Excimerlaserstrahlung
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger
Prozessoptimierung in der Wickeltechnik
durch innovative maschinenbauliche und
regelungstechnische Ansätze
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama
Effizienzsteigerung in der Montage durch
marktorientierte Montagestrukturen und
erweiterte Mitarbeiterkompetenz
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm
Laserstrahljustieren mittels Aktoren-Ent-
wicklung von Konzepten und Methoden
für die rechnerunterstützte Modellierung
und Optimierung von komplexen
Aktorsystemen in der Mikrotechnik
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-206-3.

Band 150: Martino Celeghini
Wirkmedienbasierte Blechumformung:
Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss
von Werkstoff und Bauteilgeometrie
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein
Entwurf hochdynamischer Sensor- und
Regelsysteme für die adaptive
Laserbearbeitung
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer
Entwicklung prozessüberwachender
Regelkreise für flexible
Formgebungsprozesse
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer
Massivumformen metallischer Kleinst-
teile bei erhöhter Prozesstemperatur
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann
Strategien zur nachhaltigen Optimierung
von Qualität und Zuverlässigkeit in
der Fertigung hochintegrierter
Flachbaugruppen
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit
Elastomerwerkzeugen Modellierung,
Prozessauslegung und Abgrenzung des
Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-218-7.

Band 156: Frank Niebling
Qualifizierung einer Prozesskette zum
Laserstrahlsintern metallischer Bauteile
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trockenschmier-
stoffbeschichteter Aluminiumbleche im
Presswerk Grundlegende Untersuchun-
gen zur Tribologie, zum Umformverhal-
ten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto
Solution Approaches for Planning of
Assembly Systems in Three-Dimensional
Virtual Environments
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger
Hochleistungssysteme für die Fertigung
elektronischer Baugruppen auf der Basis
flexibler Schaltungsträger
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz
Laserunterstütztes Biegen höchstfester
Mehrphasenstähle
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des
Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-
Umformen von Blechen
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-224-1.

Band 162: Peter K. Kraus
Plattformstrategien - Realisierung
einer varianz- und kostenoptimierten
Wertschöpfung
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessana-
lyse und -modellierung
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung von Leichtbauverbundstruk-
turen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimie-
rung von Vorschubachsen
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark
Auslegung und Fertigung hochpräziser
Faser-Kollimator-Arrays
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou
Kollaboratives Engineering Management
in der integrierten virtuellen Entwicklung
der Anlagen für die Elektronikproduktion
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-232-2.

Band 168: Werner Enser
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtl
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-240-3.

Band 174: Alexander Hofmann
Hybrides Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick
Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für bleifreie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi
Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods
LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp
Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel
Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl
Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse
LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo
Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang
Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion
FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß
Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere
LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker
Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten
FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer
Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse
LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht
Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge
LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß
Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischer Baugruppen
FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplatten
LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber
Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick
Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht
Werkstoffcharakterisierung und
Prozessauslegung für die wirkmedienba-
sierte Doppelblech-Umformung von
Magnesiumlegierungen
LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl
Stochastische Simulation zur Werkzeug-
lebensdaueroptimierung und Präzisions-
fertigung in der Kaltmassivumformung
LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi
Innenhochdruck-Umformen verstärkter
Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff
Untersuchung der Prozesseinflussgrößen
beim Presshärten des höchstfesten
Vergütungsstahls 22MnB5
LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez
Simulationsgestützte Methoden zur
effizienten Gestaltung von Lötprozessen
in der Elektronikproduktion
FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze
Automatisierte Montage von makrome-
chatronischen Modulen zur flexiblen
Integration in hybride
Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter
Grundlegende Untersuchungen zur
experimentellen Ermittlung und zur
Modellierung von Fließortkurven bei
erhöhten Temperaturen
LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl
Entwicklung, angepasste Herstellungs-
verfahren und erweiterte Qualitätssiche-
rung von einsatzgerechten elektroni-
schen Baugruppen
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth
Grundlegende Untersuchungen zum
Excimerlaserstrahl-Abtragen unter
Flüssigkeitsfilmen
LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera
Prozesstechnische Untersuchungen
zum Rührreibschweißen metallischer
Werkstoffe
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler
Beschreibung und Modellierung
des Werkstoffverhaltens von
presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl
Untersuchungen zur Erhöhung der
Prozessrobustheit bei der Innenhoch-
druck-Umformung von flächigen Halb-
zeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten
Laserstrahlfügeoperationen
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller
Modellierung eines nachfrageorientierten
Produktionskonzeptes für mobile
Telekommunikationsgeräte
FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf
Optimierung von Zuverlässigkeitsunter-
suchungen, Prüfabläufen und Nachar-
beitsprozessen in der Elektronikproduk-
tion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktslagebestim-
mung der optischen Prozessemissionen
beim Laserstrahliefschweißen
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf
Entwicklung eines agentenbasierten
Steuerungssystems zur
Materialflussorganisation im
wandelbaren Produktionsumfeld
FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009.
ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster
Laserdurchstrahlenschweißen
transparenter Polymerbauteile
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler
Rührreibschweißen von walzplattiertem
Halbzeug und Aluminiumblech zur
Herstellung flächiger Aluminiumschaum-
Sandwich-Verbundstrukturen
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt
Seriennahe Auslegung von Aluminium
Tailored Heat Treated Blanks
LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann
Qualitative und quantitative Bewertung
der Crashtauglichkeit von höchstfesten
Stählen
LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl
Größeneffekte bei Biegeprozessen-
Entwicklung einer Methodik zur
Identifikation und Quantifizierung
LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud
Effiziente Prozesskettenauslegung für das
Umformen lokal wärmebehandelter und
geschweißter Aluminiumbleche
LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann
Prozesssicherung beim Laserdurchstrahl-
schweißen thermoplastischer Kunststoffe
LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel
Grundlegende Untersuchungen zum
Kontaktzustand zwischen Werkstück
und Werkzeug bei umformtechnischen
Prozessen unter tribologischen
Gesichtspunkten
LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-307-8.

Band 214: Stefan Geißdörfer
Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation
LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-308-5.

Band 215: Christian Matzner
Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betaung im Automobil
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüßler
Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-310-8.

Band 217: Massimo Cojutti
Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren
LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke
Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren
LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-315-3.

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte
FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery
LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch
Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion
FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald
Quasi-isothermes Laserstrahlsintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK
LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan
Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern
FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner
Beanspruchungsangepasste
Kaltmassivumformwerkzeuge durch
lokal optimierte Werkzeugoberflächen
LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber
Verbesserung der Prognosegüte des Ver-
sagens von Punktschweißverbindungen
bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser
Ein Ansatz zur Herstellung von
pressgehärteten Karosseriekomponenten
mit maßgeschneiderten mechanischen
Eigenschaften: Temperierte Umform-
werkzeuge. Prozessfenster, Prozess-
simulation und funktionale Untersuchung
LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak
Material Adapted Design of Cold Forging
Tools Exemplified by Powder
Metallurgical Tool Steels and Ceramics
LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz
Beschleunigte Simulation des
Laserstrahlumformens von
Aluminiumblechen
LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm
Prozessanalyse und -überwachung des
Laserstrahlhartlötens mittels optischer
Sensorik
LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kaupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerk-
stoffen - Umformverhalten und Grenzen
der Biegebarkeit
LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß
Modellbasierte Prozessauslegung für
die Kaltmassivumformung unter
Brücksichtigung der Werkzeug- und
Pressenauffederung
LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth
Analyse und Optimierung der Entwick-
lung und Zuverlässigkeit räumlicher
Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler
Ganzheitliche Automatisierung
mechatronischer Systeme in der Medizin
am Beispiel Strahlentherapie
FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert
Automatisiertes Laserstrahllöten
und -reparaturlöten elektronischer
Baugruppen
LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr
Analyse und Beschreibung des
mechanischen Werkstoffverhaltens
von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler
Prozessdynamik beim
Laserstrahlschweißen verzinkter
Stahlbleche im Überlappstoß
LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette
zur wärmeunterstützten Umformung
von Aluminiumblechwerkstoffen
LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster
Halbzeuge mit variabler Blechdicke
durch die Anwendung von Verfahren
der Blechmassivumformung
LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade
In-vivo Monitoring of Epithelium
Vessel and Capillary Density for the
Application of Detection of Clinical
Shock and Early Signs of Cancer Develop-
ment
LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines
Schneidclinchverfahrens
LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz
und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen
technischen Diagnose
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen
auf die Verarbeitungsgrenzen von
Stahlwerkstoffen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-357-3.

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-
technologische Eigenschaften
widerstandspunktgeschweißter
Aluminium-Stahl-Verbindungen für
den Fahrzeugbau
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-358-0.

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der
Prozessschwankungen im Presswerk
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit
optisch positionierten Mikrolinsen
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht
Der Einfluss der Fertigungsverfahren
auf die Wirbelstromverluste von
Stator-Einzelzahnblechpaketen für
den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahr-
zeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösler
Wirkmedienbasierte Umformung von
Blechhalbzeugen unter Anwendung
magnetorheologischer Flüssigkeiten als
kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-363-4.

Band 249: Paul Hippchen
Simulative Prognose der Geometrie
indirekt pressgehärteter Karosseriebau-
teile für die industrielle Anwendung
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 250: Martin Zubeil
Versagensprognose bei der Prozess
simulation von Biegeumform- und Falz-
verfahren
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühl
Flexible Automatisierung der
Statorenmontage mit Hilfe einer
universellen ambidexteren Kinematik
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht
Optimierte Fertigungstechnologien
für Rotoren getriebeintegrierter
PM-Synchronmotoren von
Hybridfahrzeugen
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch
Planning and Production Concepts for
Contactless Power Transfer Systems for
Electric Vehicles
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder. 2014.
ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-375-7.

Band 259: Felix Lütteke
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock
Analyse und Regelung des Laserstrahliefschweißprozesses durch Detektion der Metaldampffackelposition
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-384-9.

Band 264: Matthias Domke
Transiente physikalische Mechanismen
bei der Laserablation von dünnen
Metallschichten
LFT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz
Community-basierte Optimierung des
Anlagenengineerings
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen
Qualifizierung des Potentials von
Verfestigungseffekten zur Erweiterung
des Umformvermögens aushärtbarer
Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert
Erweiterung und Verbesserung von Ver-
suchs- und Auswertetechniken für die
Bestimmung von Grenzformänderungs-
kurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus
Erstellung eines Werkstofforientierten
Fertigungsprozessfensters zur Steigerung
des Formgebungsvermögens von Alumi-
niumlegierungen unter Anwendung einer
zwischen geschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec
Untersuchungen zur Herstellung von
funktionsoptimierten Bauteilen im
partiellen Presshärtprozess mittels lokal
unterschiedlich temperierter Werkzeuge
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader
Grundlegende Untersuchungen zur
Verschleißcharakterisierung beschichte-
ter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela
Untersuchung von Magnetfeld-Messme-
thoden zur ganzheitlichen Wertschöp-
fungsoptimierung und Fehlerdetektion
an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland
Entwicklung einer Methode zur Prognose
adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen
für das direkte Presshärten
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm
Strukturierte additive Metallisierung
durch kaltaktives
Atmosphärendruckplasma
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-396-2.

Band 274: Michael Lechner
Herstellung beanspruchungsangepasster
Aluminiumblechhalbzeuge durch
eine maßgeschneiderte Variation der
Abkühlgeschwindigkeit nach
Lösungsglühen
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas
Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit
auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim
Kaltfließpressen
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum
Laser Consolidation of ITO Nanoparticles
for the Generation of Thin Conductive
Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider
Umformtechnische Herstellung
dünnwandiger Funktionsbauteile
aus Feinblech durch Verfahren der
Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof
Sematische Modellierung automatisierter
Produktionssysteme zur Verbesserung
der IT-Integration zwischen Anlagen-
Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller
Erarbeitung von Grundlagen zur
Abbildung des tribologischen Systems
in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler
Einsatz technologischer Versuche zur
Erweiterung der Versagensvorhersage
bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten
Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Böning
Integration des Systemverhaltens von
Automobil-Hochvoltleitungen in die
virtuelle Absicherung durch
strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl
Automatisierte Datenerfassung für
diskret ereignisorientierte Simulationen
in der energieflexiblen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold
Mikroschockwellenumformung mittels
ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger
Laserstrahlschweißen thermoplastischer
Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit
spezifischem Zusatzdraht
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl
Methods-Energy Measurement - Eine
Methode zur Energieplanung für
Fügeverfahren im Karosseriebau
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow
Erweiterung des Unternehmenscontrol-
lings um die Dimension Energie
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung zyklisch-symmetrischer
Bauteile mit Nebenformelementen durch
Blechmassivumformung
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann
Beitrag zur Untersuchung der
tribologischen Bedingungen in der
Blechmassivumformung - Bereitstellung
von tribologischen Modellversuchen und
Realisierung von Tailored Surfaces
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-412-9.

Band 289: Thomas Senner
Methodik zur virtuellen Absicherung
der formgebenden Operation des
Nasspressprozesses von
Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein
Der grundoperationsspezifische
Mindestenergiebedarf als Referenzwert
zur Bewertung der Energieeffizienz in
der Produktion
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter
Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie
LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrmanidis
Thermisch unterstützte Umformung von
Aluminiumblechen
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel
Flexible Systems for Permanent
Magnet Assembly and Magnetic Rotor
Measurement / Flexible Systeme zur
Montage von Permanentmagneten und
zur Messung magnetischer Rotoren
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-419-8.

Band 294: Ioannis Tsoupis
Schädigungs- und Versagensverhalten
hochfester Leichtbauwerkstoffe unter
Biegebeanspruchung
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering
Grundlegende Untersuchungen zum
Prozessverhalten von Silizium als
Werkzeugwerkstoff für das
Mikroscherschneiden metallischer Folien
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck
Zeitliche Pulsformung in der
Lasermikromaterialbearbeitung –
Grundlegende Untersuchungen und
Anwendungen
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto
Mechatronic Simulation Approach for
the Process Planning of Energy-Efficient
Handling Systems
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel
Großorientaugliche Nadelwickeltechnik
für verteilte Wicklungen im
Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-425-9.

Band 299: Mario Lušić
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung
montageführender Werkerinformations-
systeme simultan zum
Produktentstehungsprozess
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus
Hochpräzise adaptive Steuerung und
Regelung robotergeführter Prozesse
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer
Erzeugung von thermoplastischen
Werkstoffverbunden mittels simultanem,
intensitätsselektivem
Laserstrahlschmelzen
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger
Untersuchung einer thermisch unter-
stützten Fertigungskette zur Herstellung
umgeformter Bauteile aus der höherfes-
ten Aluminiumlegierung EN AW-7020
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin
Design of Manufacturing Processes for
the Cold Bulk Forming of Small Metal
Components from Metal Strip
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-430-3.

Band 304: Bassim Bachy
Experimental Investigation, Modeling,
Simulation and Optimization of Molded
Interconnect Devices (MID) Based on
Laser Direct Structuring (LDS) / Experi-
mentelle Untersuchung, Modellierung,
Simulation und Optimierung von Molded
Interconnect Devices (MID) basierend
auf Laser Direktstrukturierung (LDS)
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr
Automatisierte Kontaktierungsverfahren
für flachleiterbasierte
Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner
Charakterisierung und Modellierung
des spannungszustandsabhängigen
Werkstoffverhaltens der Magnesium-
legierung AZ31B für die numerische
Prozessauslegung
LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar
A reliable methodology to deduce
thermo-mechanical flow behaviour of
hot stamping steels
LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler
Steuerung von Blechmassivumformpro-
zessen durch maßgeschneiderte
tribologische Systeme
LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn-
und Umformprozesses beim Fügen art-
ungleicher Werkstoffe mittels
Schneidclinchverfahren
LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab.
2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbond-
technologie für integrierte Leistungs-
module in harschen Umgebungs-
bedingungen
FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vipavc
Eine Simulationsmethode für das
3-Rollen-Schubbiegen
LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer
Arbeitsraumüberwachung und autonome
Bahnplanung für ein sicheres und
flexibles Roboter-Assistenzsystem
in der Fertigung
FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer
Der Einfluss von Poren auf die
Zuverlässigkeit der Lötverbindungen
von Hochleistungs-Leuchtdioden
FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner

Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche

LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja

Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics

FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab.
2018. ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub

Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung

LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel

Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand

Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess

LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad

Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen

LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel

Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge

FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann

Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile

LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann

Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden

LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner

Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen

LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller

Mapping Individual Subjective Values to Product Design

KTmfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz
Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation
LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnihl
Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbauteile
LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner
Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher
FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm
Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer
Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip
LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp
Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transienter optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung
LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz
Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten
FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner
Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung
FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger
Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion
KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn
Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)
FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann
Modellbasierte Zustands- und Prozess-
überwachung auf Basis sozio-cyber-phy-
sischer Systeme
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski
Grundlegende Untersuchungen zum
Prozess- und Werkstoffverhalten bei
schwingungsüberlagerter Umformung
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier
Ganzheitliches ontologiebasiertes
Wissensmanagement im Umfeld der
industriellen Produktion
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab.
2020. ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr
Datenerfassung für die Anwendung
lernender Algorithmen bei der Herstel-
lung von Blechformteilen
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab.
2020. ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener
Kaltfließpressen von gerad- und schräg-
verzahnten Zahnrädern
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng
Numerische, analytische und empirische
Modellierung des Heißscrimpprozesses
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-293-2.

Band 341: Patrik Schwingenschlögl
Erarbeitung eines Prozessverständnisses
zur Verbesserung der tribologischen
Bedingungen beim Presshärten
LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti
Evaluation of failure behaviour
of sheet metals
LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung hochfester Aluminiumblech-
bauteile in einem kombinierten Umform-
und Abschreckprozess
LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner
Automatische Bahnplanung für die Auf-
teilung von Prozessbewegungen in syn-
chrone Werkstück- und Werkzeugbewe-
gungen mittels Multi-Roboter-Systemen
FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter
Qualifizierung des Montageprozesses
hochminiaturisierter elektronischer Bau-
elemente
FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser
Ressourcenorientierte Auftragsregelung
in einer hybriden Produktion mittels
betriebsbegleitender Simulation
FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-316-8.

Band 347: Philipp Amend
Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen
LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder.
2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert
Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung
KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander
Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten
KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz
Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen
LFT, x u. 170 Seiten, 103 Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona
Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometriemodelle
KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann
Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014
LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner
Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung
KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläßel
Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenumwicklungen für automobiler Traktionsantriebe
FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel
Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern
KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle
Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation
FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf
Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen
FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandiyari
Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production
FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-382-3.

Band 359: Christian Sand
Prozessübergreifende Analyse komplexer
Montageprozessketten mittels
Data Mining
FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merkl
Closed-Loop Control of a Storage-Sup-
ported Hybrid Compensation System for
Improving the Power Quality in Medium
Voltage Networks
FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2
Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger
Additive Fertigung polymerer optischer
Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren
FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian Fechter
Modellierung von Vorentwürfen in der
virtuellen Realität mit natürlicher
Fingerinteraktion
KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer
Oberflächenmodifizierung und Entwick-
lung einer Auswertemethodik zur Ver-
schleißcharakterisierung im Presshär-
teprozess
LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäffer
Web- und wissensbasierter Engineering-
Konfigurator für roboterzentrierte Auto-
matisierungslösungen
FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25
Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross
Untersuchungen zur kohlenstoffdioxid-
basierten kryogenen Minimalmengen-
schmierung
REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker
Qualifizierung laser-additiv gefertigter
Komponenten für den Einsatz im Werk-
zeugbau der Massivumformung
LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied
Totally Integrated Ecology Management
for Resource Efficient and Eco-Friendly
Production
FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein
Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine
Analysestrategie zur Bestimmung des
Reibungs-, Axialschub- und Temperatur-
verhaltens von Nadelkränzen –
KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder,
39 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf
Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie
FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl
Hochfrequent fokusabstandsmodulierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik
FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen
Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren
KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian
Numerische Auslegung von Oberflächenmikrostrukturen für geschmierte tribologische Kontakte
KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 373: Johannes Strauß
Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung
LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder.
2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

Band 374: Martin Hohmann
Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy
LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß
Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen
FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel
Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen
KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen
Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen
FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-463-9.

Band 378: Michael Schneider
Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten
FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab.
2021. ISBN 978-3-96147-465-3.

Band 379: Tobias Sprügel

Sphärische Detektorflächen als Unterstützung der Produktentwicklung zur Datenanalyse im Rahmen des Digital Engineering

KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-475-2.

Band 380: Tom Häfner

Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen

LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-479-0.

Band 381: Björn Heling

Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungsbehaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design

KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-487-5.

Band 382: Tobias Kolb

Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems

LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-491-2.

Band 383: Mario Meinhardt

Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit

LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-473-8.

Abstract

As a result of multi-material constructions, dissimilar material pairings must be joined in the modern body shop of the automotive industry. Established thermal joining methods, such as resistance spot welding, reach their process limits. On the other hand, mechanical joining techniques used as standard reduce flexibility in the production lines. As a new process-technical approach for joining dissimilar material pairings, resistance element welding with upset auxiliary joining elements is to be classified. This process approach enables the use of conventional resistance spot welding equipment in the body shop for the joining of multi-material pairings. Within the scope of this research, the forming-technical interactions for influencing the joint strength were identified for this innovative process alternative of resistance element welding, and a comprehensive process understanding was developed. The focus of the research was on the analysis of the main influencing factors on joint strength. The resulting cross-process effects to influence the joint strength were combined in a material flow model. The applicability of conventional resistance spot welding was proven and the associated influence of the failure behaviour in the static and dynamic stress cases was discussed. Thus, through this research, a basic process understanding on resistance element welding with upset auxiliary joining elements could be developed, which forms the necessary basis required for a broad industrial application.

In Folge des Multimaterialbaus sind im modernen Karosseriebau der Automobilindustrie artungeleiche Werkstoffpaarungen zu fügen. Beim Einsatz etablierter thermischer Fügeverfahren, wie das Widerstandspunktschweißen, werden dabei die Verfahrensgrenzen erreicht. Standardmäßig eingesetzte mechanische Verbindungstechniken reduzieren hingegen die Flexibilität in den Fertigungslinien. Als ein neuer Verfahrensansatz zum Fügen von artungleichen Materialpaarungen ist das Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen einzuordnen. Dieser Verfahrensansatz ermöglicht den Einsatz des konventionellen Widerstandspunktschweißens zum Fügen von Multimaterialpaarungen im Karosseriebau der Automobilindustrie. Zu dieser innovativen Verfahrensalternative des Widerstandselementschweißens wurden im Rahmen dieser Arbeit die umformtechnischen Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit ganzheitlich analysiert, sowie daraus abgeleitet ein umfassendes Prozessverständnis erarbeitet. Der Fokus der Arbeit lag dabei auf der Analyse der Haupteinflussfaktoren auf die Verbindungsfestigkeit. Die resultierenden prozessübergreifenden Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit wurden in einem Materialflussmodell zusammengefasst. Die Anwendbarkeit des konventionellen Widerstandspunktschweißens wurde belegt und das resultierende Versagensverhalten in den statischen und dynamischen Belastungsfällen erörtert. Die erarbeiteten Erkenntnisse zum Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen bilden die notwendige Grundlage zum Prozessverständnis, das für eine breite industrielle Anwendung erforderlich ist.

