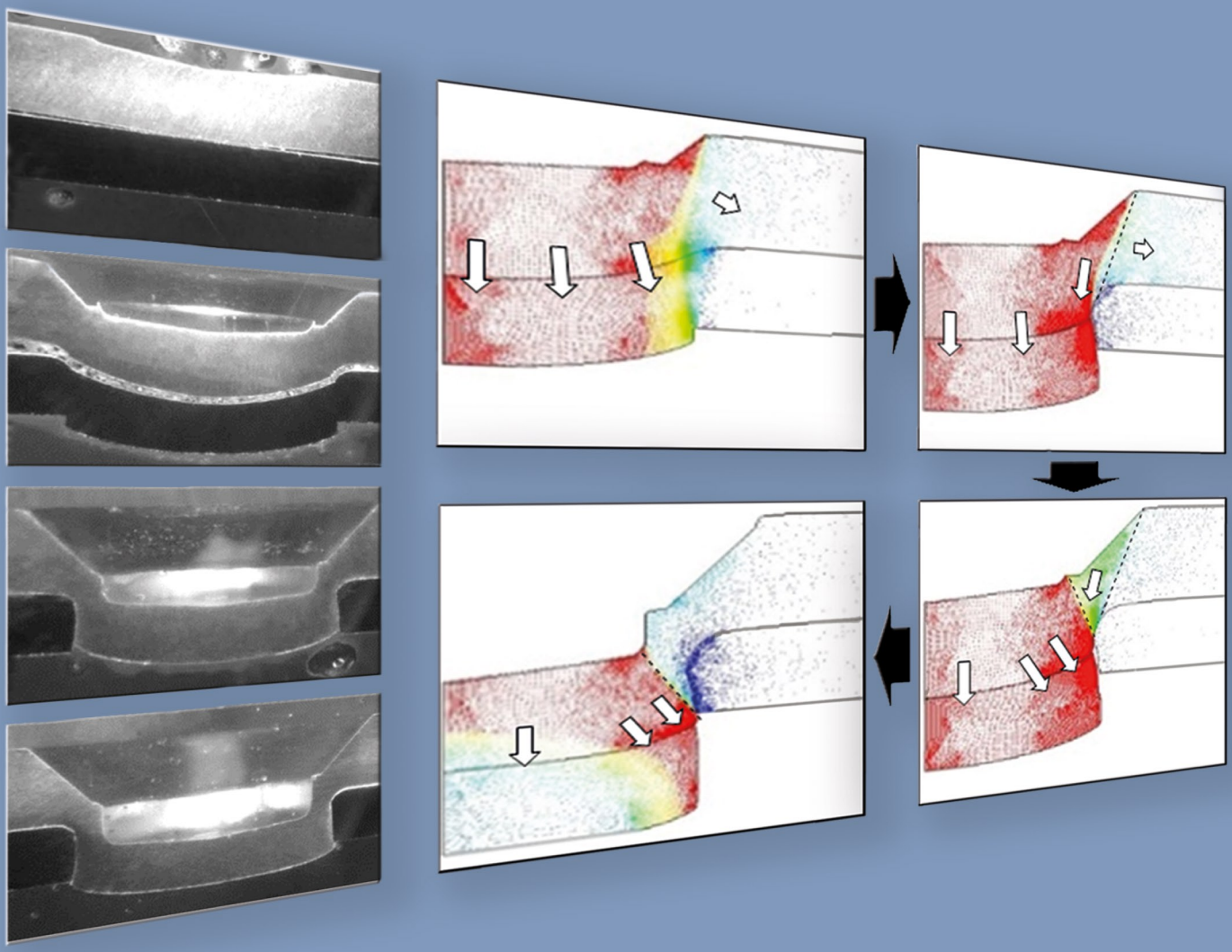


FAU Studien aus dem Maschinenbau 309

Martin Müller

Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren

FAU UNIVERSITY PRESS

Martin Müller

Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 309

Herausgeber der Reihe:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke
Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt
Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Martin Müller

Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren

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

Erlangen
FAU University Press
2018

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
Müller, Martin. 2018. *Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren.* FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 309. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-136-2.

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

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-135-5 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-136-2 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: 10.25593/978-3-96147-136-2

Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren

Der Technischen Fakultät

der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg
zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Dipl.-Wirtsch.-Ing. Martin Müller
aus Kulmbach

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

Tag der mündlichen Prüfung:	10. April 2018
Vorsitzender des Promotionsorgans:	Prof. Dr.-Ing. Reinhard Lerch
Gutachter/in:	Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein Prof. Dr.-Ing. Gerson Meschut

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Die wesentlichen Aspekte der Arbeit wurden innerhalb des von der Deutschen Forschungsgesellschaft (DFG) geförderten Schwerpunkt Forschungsprogramms 1640 (SPP1640) „Fügen durch plastische Deformation“ im Teilprojekt B5 „Vorlochfreies umformtechnisches Fügen artungleicher Materialien mittels Schneidclinchverfahren (Schneidclinchen)“ erarbeitet. Für die Unterstützung der DFG möchte ich mich herzlich bedanken.

Mein besonderer Dank gilt der Ordinaria des Lehrstuhls für Fertigungstechnologie, Frau Prof. Dr.- Ing. habil. Marion Merklein, für die Unterstützung und die persönliche Betreuung bei der Erstellung dieser Arbeit. Das entgegengebrachte Vertrauen ermöglichte mir die selbstständige Bearbeitung eines breiten Aufgabenspektrums in den Forschungsgruppen „Werkzeug- und Systemtechnik“, „Massivumformung“ sowie „Fertigungsprozesse“. Gerade aus fachlicher Sicht war hierbei die Zusammenarbeit mit Frau Prof. Merklein eine große Bereicherung für meine persönliche Entwicklung.

Weiterhin gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerson Meschut für die Übernahme des Koreferats. Mit ihm und seiner Mitarbeiterin Frau Rèjane Hörhold verbindet mich ein langjähriger Kontakt im Bereich des Forschungsprojektes. Beiden danke ich an dieser Stelle für die gute Zusammenarbeit.

Das kollegiale Umfeld und die gute Zusammenarbeit mit allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des LFT, im wissenschaftlichen und technischen Bereich sowie in Sekretariat und Buchhaltung, stellten eine weitere wesentliche Grundlage für das Gelingen dieser Dissertation dar. Neben den Mitgliedern meiner Forschungsgruppen danke ich Herrn Reiner Stadter und Herrn Andreas Dreves für die große Unterstützung bei Konstruktion, Fertigung und Inbetriebnahme meines Versuchswerkzeugs. Weiterhin danke ich meinen Büro- und Arbeitskollegen Markus Michalski, Adam Schaub, Matthias Lenzen, Julia Degner, Wolfgang Böhm und Hung Nguyen für fachliche Diskussionen, die persönliche Unterstützung sowie das freundschaftliche Verhältnis.

Ebenso gilt mein Dank den zahlreichen Studenten, welche mich in studentischen Arbeiten sowie als Hilfswissenschaftler unterstützt haben.

Namentlich seien hier Stephan Klingert, Maximilian Breitwieser, Maximilian Kurth, Thomas Wild und Simon Krell genannt.

Diese Arbeit wäre ohne privaten Rückhalt nicht möglich gewesen. Deshalb danke ich von ganzem Herzen meinen Eltern für die jahrzehntelange Unterstützung in meiner akademischen Laufbahn sowie meiner Ehefrau Nina, die mir in stressigen Zeiten und den vielen durchgearbeiteten Wochenenden immer den Rücken frei gehalten hat. Ich freue mich nun die freiwerdende Zeit ganz der Familie und insbesondere unserer kleinen Tochter Lena widmen zu können.

Kulmbach, im Juni 2018 Martin Müller

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis ix

1 Einleitung 1

2 Stand der Forschung und Technik 5

2.1 Metallischer Mischbau 5
2.2 Mechanische Fügeverfahren für höchstfeste Blechwerkstoffe 7
2.3 Schneidclinchprozess 12

2.3.1 Grundlagen 12
2.3.2 Werkzeugsystem und Prozesscharakteristik 15
2.3.3 Verbindungseigenschaften 17
2.3.4 Prozesseinflüsse 19

2.4 Prozesssimulation von Füge- und Trennoperationen 19

2.4.1 Grundlagen der Finite-Elemente-Methode 19
2.4.2 Prozesssimulation in der mechanischen Fügetechnik 20
2.4.3 Numerische Abbildung von Trennoperationen 21
2.4.4 Schneidclinchsimulation 23

2.5 Zusammenfassende Bewertung 24

3 Zielsetzung und Vorgehensweise 27

4 Versuchsanlagen, Werkzeuge, Werkstoffe und Software 31

4.1 Versuchsanlagen und Charakterisierungsmethoden 31

4.1.1 Anlagentechnik 31
4.1.2 Metallografie 33

4.2 Schneidclinchwerkzeug für O-Gestell-Pressen 33

4.2.1 Werkzeugaufbau und -kinematik 34
4.2.2 Geometrische Kenndaten der Aktivelelemente 36
4.2.3 Werkzeugeinstellung 37

4.3 Versuchswerkstoffe 38
4.3.1 Stempelseitige Aluminiumwerkstoffe 38
4.3.2 Matrizenseitige Stahlwerkstoffe 39
4.3.3 Probengeometrien 41
4.4 Simulationsprogramm 41

5 Entwicklung eines numerischen Modells des Schneidclinchprozesses 43

5.1 Modellaufbau und -eigenschaften 43
5.1.1 Herausforderungen 43
5.1.2 Prozesskinematik und Vernetzung 44
5.1.3 Kontakt und Reibung 46
5.1.4 Modellierung der indirekten Scherschneidoperation 48
5.2 Validierung der Simulation 49
5.2.1 Werkstoffkombination AA6016 und 22MnB5 49
5.2.2 Werkstoffkombination AA6016 und HCT780X 52
5.2.3 Bewertung des numerischen Modells 55

6 Analyse des kombinierten Trenn- und Umformprozesses 57

6.1 Indirekter Scherschneidprozess 57
6.1.1 Schnittflächengeometrie 58
6.1.2 Schneidkraft und Prozessverlauf 61
6.1.3 Spannungskomponenten 62
6.1.4 Einfluss des Schneidguts 66
6.1.5 Zusammenfassung 69
6.2 Fügeoperation und Verbindungsausprägung 70
6.2.1 Charakteristische Prozessabschnitte 70
6.2.2 Werkstoffffluss 71
6.2.3 Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners 74
6.2.4 Zusammenfassung 79

7 Experimentelle Untersuchung wesentlicher Einflussparameter .. 81

7.1 Versuchsprogramm und Auswertemethodik 81
7.2 Analyse der Prozesseinflüsse 84

7.2.1 Fügewerkstoffkombination 84
7.2.2 Blechdickenverhältnis 88
7.2.3 Innenstempelgeometrie 92
7.2.4 Außenstempelgeometrie 102
7.2.5 Niederhaltergeometrie 108
7.2.6 Prozessgrößen 111

7.3 Gegenüberstellung und Identifikation von Zusammenhängen 116

8 Bewertung der Ergebnisse und Hinweise für die Praxis 121

8.1 Indirekter Scherschneidprozess 121
8.2 Fügeoperation und Verbindungsausprägung 122
8.3 Wechselwirkungen der Teilprozesse 124

9 Zusammenfassung und Ausblick 127

10 Summary and future work 131

Literaturverzeichnis 135

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen	*Einheit*	*Beschreibung*
a	mm	Lochabstand
b	mm	Probenbreite
b_E	mm	Kanteneinzugsbreite
b_G	mm	Schnittgratbreite
c	-	Bezogener Schneidwiderstand
c_A	N/mm	Federrate Außenstempel
c_{AM}	N/mm	Federrate Amboss
c_M	N/mm	Federrate Matrize
c_N	N/mm	Federrate Niederhalter
d_A	mm	Außenstempelinnendurchmesser
d_M	mm	Matrizeninnendurchmesser
d_N	mm	Niederhalterinnendurchmesser
f	mm	Hinterschnitt
h	mm	Elementhöhe
h_B	mm	Bruchflächenhöhe
h_E	mm	Kanteneinzugshöhe
h_G	mm	Schnittgrathöhe
h_S	mm	Glattschnitthöhe
k_f	MPa	Fließspannung
k_{mat}	-	Materialkonstante
l	mm	Probenlänge
l_c	mm	Einspannlänge
l_{el}	mm	Elementkantenlänge
l_f	mm	Freie Einspannlänge
l_s	mm	Schnittlänge

$l_ü$	mm	Uberlappungslänge
m_t	mm	Matrizentiefe
s	mm	Stempelweg
s_o	mm	Ausgangsblechdicke
s_{om}	mm	Matrizenseitige Ausgangsblechdicke
s_{os}	mm	Stempelseitige Ausgangsblechdicke
t_n	mm	Halsdicke
t_w	mm	Wangendicke
u	-	Schneidspalt
v	mm/s	Stempelgeschwindigkeit
x_s	mm	Stempelversatz
A_{80}	-	Bruchdehnung
A_g	-	Gleichmaßdehnung
C	-	Schädigungswert
C_{krit}	-	Kritischer Schädigungswert
D	mm	Lochdurchmesser
D_A	mm	Außenstempelaußendurchmesser
D_I	mm	Innenstempeldurchmesser
D_M	mm	Matrizenaußendurchmesser
D_N	mm	Niederhalteraußendurchmesser
F	N	Prozesskraft
F_A	N	Außenstempelkraft
F_{AV}	N	Vorspannkraft des Außenstempels
F_F	N	Benötigte Fügekraft
F_{KKZ}	N	Kopfzugfestigkeit für Kreuzkopfzugproben
F_N	N	Niederhalterkraft
F_{NV}	N	Vorspannkraft des Niederhalters
F_S	N	Benötigte Schneidkraft

F_{SZ}	N	Scherzugfestigkeit
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{po,2}$	MPa	Streckgrenze
W_{KKZ}	Nm	Energieaufnahme im Kreuzkopfzug
W_{SZ}	Nm	Energieaufnahme im Scherzug
Y	mm	Außenstempelstirnfase
α_A	°	Außenstempelöffnungswinkel
β'	°	Bruchflächenwinkel
σ	MPa	Spannung
σ_1	MPa	Erste Hauptspannung
σ_v	MPa	Mises-Vergleichsspannung
σ_x	MPa	Spannung in x-Richtung
σ_z	MPa	Spannung in z-Richtung
τ	MPa	Schubspannung
τ_{xz}	MPa	Schubspannung in xz-Richtung
ϕ	-	Umformgrad
ϕ_{krit}	-	Kritischer Umformgrad
ϕ_m	-	Mittlerer Umformgrad
ϕ_v	-	Vergleichsumformgrad
$\phi_{v,Br}$	-	Vergleichsumformgrad bei Bruch
$\phi_{v,ist}$	-	Ist-Vergleichsumformgrad

Abkürzung	**Beschreibung**
CAD	Computer-aided design
FEM	Finite-Elemente-Methode

1 Einleitung

Im Rahmen globaler Megatrends, wie dem ökologischen Wandel und der zunehmenden Ressourcenknappheit [1], steigen die Anforderungen an die Fahrzeugindustrie gerade im Bereich des Umweltschutzes deutlich an [2]. Gleichzeitig bleibt das Bedürfnis der Menschen nach individueller Mobilität unverändert groß [3] und der Markteinstieg neuer Wettbewerber [4] führt zu einem Konkurrenzkampf um zukünftige Marktanteile.

Um diesen Herausforderungen zu begegnen, setzen Automobilhersteller auf die stetige Weiterentwicklung von Produkten und Produktionsprozessen. Ein Forschungsschwerpunkt ist hierbei die Einsparung fossiler Brennstoffe bei gleichzeitig steigendem Leistungsumfang moderner Personenkraftwagen. Diesem Zielkonflikt wird im Wesentlichen durch die Entwicklung von alternativen Antriebskonzepten und der konsequenten Umsetzung des Leichtbaugedankens [5] entgegengewirkt. Einen besonders großen Anteil am Fahrzeuggewicht und damit ein besonders großes Einsparpotential bietet die Fahrzeugkarosserie [6]. Durch eine angepasste Dimensionierung von Fahrwerk und Motorleistung können sekundäre Einsparpotentiale genutzt werden [7]. Im Großserienbereich wird der Karosserieleichtbau über den Einsatz der Mischbauweise realisiert [8]. Dabei werden konventionelle Werkstoffe durch Werkstoffe mit einer höheren Festigkeit oder einer geringeren spezifischen Dichte substituiert. Ziel ist es, den richtigen Werkstoff, mit möglichst kleiner Blechdicke, am richtigen Ort einzusetzen [9]. Die bevorzugten Leichtbauwerkstoffe sind Leichtmetalle, moderne Stahlwerkstoffe und Verbundwerkstoffe mit Kunststoffanteil, wobei der metallische Mischbau die häufigste Anwendung findet [10].

Eine erfolgreiche Produktion von metallischen Mischbaukarosserien setzt sowohl neue Erkenntnisse für die umformtechnische Herstellung von Karosseriekomponenten aus Hochleistungswerkstoffen [11] als auch die Wahl geeigneter und wirtschaftlicher Fügetechniken voraus [12]. Die im artgleichen Stahl- oder Aluminiumbau etablierten thermischen Fügeverfahren, wie Punkt- und Bahnschweißen, sind für den metallischen Mischbau ungeeignet. Neben der Bildung von spröden intermetallischen Phasen verhindern unterschiedliche Schmelztemperaturen und Wärmeausdehnungskoeffizienten eine ausreichende Qualität der Fügezone [13]. Prozesse wie das Schweißnieten [14] und das Lötschweißen [15] befinden sich in der Entwicklung, setzen allerdings einen großen prozesstechnischen Aufwand voraus. Der Einsatz

mechanischer Fügeverfahren rückt daher wieder in den Fokus der Automobilbranche [16]. Die hohen Festigkeitswerte vieler im Mischbau eingesetzter Werkstoffe erfordern jedoch die Weiterentwicklung etablierter Fügetechnologien. Die derzeit existierenden Ansätze benötigen vorgeschaltete Prozessschritte und Vorlochoperationen [17]. Weiterhin wirkt sich der obligatorische Einsatz von Hilfsfügeteilen, aufgrund von Anschaffungs- und Lagerhaltungskosten sowie erforderliche Zuführ- und Handhabungseinrichtungen, negativ auf die Wirtschaftlichkeit von Mischbaukarosserien aus.

Die Weiterentwicklung einstufiger mechanischer Fügeoperationen ohne Vorlochoperation und Hilfsfügeteil hat somit großes Potential für den Mischbau. Einen vielversprechenden Ansatz für das Fügen artungleicher Werkstoffe mit hoher Festigkeitsdifferenz bietet der Schneidclinchprozess [18]. Ähnlich dem Clinchen mit Vorloch [19] kann das Verfahren den Sonderclinchverfahren [20] zugeordnet werden. Durch den Einsatz eines mehrteiligen Stempelwerkzeugs und einer Schneidmatrize kann das Schneiden eines hochfesten matrizenseitigen Fügepartners in den Fügeprozess integriert werden, ohne einen stempelseitigen Fügepartner mit relativ geringer Festigkeit auszudünnen oder zu schneiden. Die notwendige Schneidkraft wird dabei indirekt übertragen und ein Butzen matrizenseitig ausgetrieben. Der stempelseitige Werkstoff kann anschließend in das entstandene Loch nachfließen und wird durch den Einsatz eines gefederten Ambosses mit Festanschlag kraft- und formschlüssig verpresst. Der einstufige Trenn- und Umformprozess bietet den Vorteil, dass auf zusätzlichen Positionierungsaufwand verzichtet werden kann. Die Kombination verschiedener Teilprozesse stellt jedoch eine Herausforderung für die Werkzeug- und Prozessauslegung dar und bedarf einer grundlagenorientierten Analyse.

Vor diesem Hintergrund besteht die Intention der vorliegenden Arbeit in der Untersuchung der Teilprozesse des Schneidclinchens sowie der Identifikation vorhandener Wechselwirkungen zwischen den Teilprozessen. Im Rahmen eines umfangreichen numerischen und experimentellen Versuchsprogramms werden hierfür der indirekte Schneidprozess und der darauf folgende Fügeprozess hinsichtlich werkstoffseitiger, werkzeugseitiger und prozessseitiger Einflussgrößen grundlagentechnisch analysiert. Zu diesem Zweck wird ein schädigungsbasiertes numerisches Modell für die Abbildung der Werkstofftrennung im Schneidclinchprozess entwickelt und angewendet. Desweiteren werden experimentelle Variantenuntersuchungen durchgeführt und Haupteinflüsse auf die Teilprozesse sowie deren gegenseitige Beeinflussung analysiert und diskutiert. Die einzelnen gewonnenen Erkenntnisse bilden die Grundlage zur Ableitung von Hinweisen für die praktische Anwendung des

Schneiclinchprozesses und leisten somit einen großen Beitrag für die Reduktion von Streuungen sowie die Steigerung der Prozessrobustheit.

2 Stand der Forschung und Technik

In diesem Kapitel werden im Rahmen der Arbeit thematisch relevante Grundlagen aus Umform- und Fügetechnik beschrieben. Neben dem, zum Zeitpunkt der Arbeitserstellung, aktuellen Stand der Forschung wird hierfür in ausgewählten Bereichen der Leichtbautechnologien, der mechanischen Fügeverfahren und der numerischen Prozesssimulation auch der industrienahe Stand der Technik erläutert.

2.1 Metallischer Mischbau

Gesetzliche Regelungen für den Schadstoffausstoß [2] sowie stetig steigende Kundenanforderungen in den Bereichen Komfort und Sicherheit [21] stellen große Herausforderungen für die Fahrzeugproduktion dar. Als Lösungsstrategie für diesen Zielkonflikt hat sich, neben der Verwendung alternativer Antriebstechnologien, der Einsatz moderner Leichtbautechnologien etabliert [22]. Großes Einsparpotential für das Fahrzeuggewicht lässt sich dabei im Bereich der Fahrzeugkarosserie realisieren, welche bis zu 40 % des Fahrzeuggesamtgewichtes umfasst [6].

Bei der Karosseriefertigung kommen verschiedene Leichtbaustrategien, wie der Stoffleichtbau und der Formleichtbau, zum Einsatz [21]. Der Stoffleichtbau beschreibt im Wesentlichen die Substitution von konventionellen Werkstoffen durch Werkstoffe mit besonders niedrigem spezifischen Gewicht bei gleichbleibenden mechanischen Eigenschaften sowie durch Werkstoffe mit besonders guten mechanischen Eigenschaften bei gleichbleibendem spezifischem Gewicht. Unter Formleichtbau versteht man eine der Belastung entsprechende Auslegung von Karosseriebestandteilen und damit die Vermeidung von Materialanhäufungen in wenig belasteten Bereichen. Aus wirtschaftlichen Gründen werden diese Leichtbaustrategien im Bereich der Mittel- und Großserienfahrzeuge im metallischen Mischbau kombiniert umgesetzt [23]. Die aktuellen Werkstofftrends sind dabei die Verwendung von hoch- und höchstfesten Stahlwerkstoffen, die Vergrößerung des Anteils von Leichtmetallen und der Einsatz prozessangepasster Halbzeuge [24].

Hoch- und höchstfeste Stahlwerkstoffe substituieren konventionelle Tiefziehstähle und ermöglichen eine Gewichtsreduktion durch den Einsatz geringerer Blechdicken. Für diesen Anwendungsbereich sind Stähle mit einer Zugfestigkeit von mehr als 1000 MPa [25] besonders geeignet. Je

nach Einsatzzweck haben sich verschiedene Hochleistungsstahlsorten im Karosseriebau etabliert. Dazu zählen Bake-Hardening Stähle [26], mikrolegierte und ultrafeinkörnige Stähle [27] sowie hochmanganhaltige Vergütungsstähle mit Aluminium-Silizium-Beschichtung [28]. Eine weitere Gruppe stellen Mehrphasenstähle, wie Dualphasen- und Complexphasenstähle, dar. Durch die Kombination von härteren Gefügebestandteilen wie Martensit oder Bainit mit weicherem Ferrit, zeichnen sich Mehrphasenstähle durch eine vergleichsweise niedrige Streckgrenze bei gleichzeitig hoher Zugfestigkeit aus [29]. Die höchsten Festigkeiten im Bereich der Serienfertigung bietet die Gruppe der warmumformbaren bzw. presshärtbaren Vergütungsstähle [30], deren Anteil im modernen Karosseriebau gerade in den letzten Jahren überproportional ansteigt [31].

Leichtmetalle weisen gegenüber Stahl eine deutlich geringere Dichte auf und bieten somit ein großes Potential zur Gewichtsreduktion [32]. Während Magnesium eine untergeordnete Rolle einnimmt, wird im Karosseriebereich Aluminium sowohl für Teile der Außenhaut als auch für Strukturteile eingesetzt. Aluminiumlegierungen werden entsprechend der Hauptlegierungselemente in Gruppen eingeteilt [33]. Im Bereich der Strukturbauteile kommt die größte Bedeutung den naturharten AlMg-Legierungen der 5000er-Serie und den aushärtbaren AlMgSi-Legierungen der 6000er-Serie zu. Des Weiteren ist der Einsatz von AlZnMg-Legierungen der 7000er-Serie ein Schwerpunkt aktueller Forschung [34].

Die genannten Trends zum kombinierten Einsatz von hoch- und höchstfesten Stählen sowie von Aluminiumwerkstoffen in Mischbauweise führen zu großen Herausforderungen für die Fertigungstechnik im Allgemeinen und die Fügetechnik im Speziellen [35]. Bei der Verbindung von artungleichen Werkstoffen geraten konventionelle Schweißverfahren zudem an ihre verfahrenstechnischen Grenzen [36]. Aus diesem Grund nimmt der Einsatz von mechanischen Fügeverfahren im modernen Karosseriebau an Bedeutung zu [16]. Fehlerbilder wie die Bildung intermetallischer, spröder Phasen und thermischer Verzug lassen sich hierbei vermeiden. Der geringere Wärmeeintrag erlaubt zudem die Kombination von mechanischen Fügeverfahren mit der Klebtechnik [37], wodurch sowohl eine Abdichtung des Fügespalts als auch eine erhöhte Festigkeit, Steifigkeit und Energieaufnahme im Crashfall erreicht werden kann [38].

Die Einsetzbarkeit mechanischer Fügeverfahren wird maßgeblich durch die Werkstoffeigenschaften der Fügepartner beeinflusst. Hierbei ist insbesondere die Duktilität von entscheidender Bedeutung, um eine Rissbildung in der Fügeverbindung zu vermeiden [39]. Bei Werkstoffen mit einer hohen

Zugfestigkeit nimmt die Bruchdehnung im Allgemeinen ab. Deshalb weisen gerade die hoch- und höchstfesten Stähle nicht ausreichend Duktilität und Formgebungsvermögen für konventionelle mechanische Fügeverfahren auf [40]. Aus diesem Grund ist die Weiterentwicklung der mechanischen Fügetechnik sowie die Entwicklung innovativer Fügeverfahren von besonderer Wichtigkeit für den metallischen Mischbau und den Leichtbau. Im Folgenden wird der aktuelle Entwicklungsstand für mechanische Fügeverfahren höchstfester Blechwerkstoffe beschrieben.

2.2 Mechanische Fügeverfahren für höchstfeste Blechwerkstoffe

Das Fügen stellt aufgrund einer stetig steigenden Komponenten- und Variantenvielfalt unter den Fertigungsverfahren einen wesentlichen Prozessschritt für die Realisierung moderner Leichtbaukaroserien dar und wird als Herstellung einer dauerhaften Verbindung von zwei oder mehreren Werkstücken definiert [41]. Die Fügestellen haben die elementare Aufgabe, sämtliche auf die Karosserie wirkende Belastungen auf die dafür vorgesehenen Strukturelemente zu verteilen. Eine gute Verbindungsqualität ist somit notwendig, um die Vorteile von modernen Hochleistungswerkstoffen nutzbar zu machen [42]. Wesentliche Aspekte sind dabei die Wahl eines geeigneten Fügeverfahrens und die Fügbarkeit der verwendeten Werkstoffe.

Die Fügetechnologien lassen sich nach DIN 8593-0 [43] in verschiedene Gruppen einteilen, wobei sich diese Arbeit mit dem Fügen durch Umformen [44] befasst. Im Wesentlichen werden dabei mechanische Fügeverfahren, mit und ohne Hilfsfügeteil, angewandt [45]. Aktuelle Untersuchungen beschreiben den Stand der Technik hinsichtlich der Fügbarkeit von Werkstoffen mit konventionellen mechanischen Fügetechnologien bis zu einer Zugfestigkeit der Fügepartner von 600 MPa [46]. Moderne Hochleistungswerkstoffe für den Mischbau liegen deutlich über dieser Grenze und erfordern innovative Lösungsstrategien. Im Folgenden wird ein kurzer Überblick über neue Entwicklungen beim Fügen höchstfester Blechwerkstoffe gegeben.

Mit Hilfsfügeteil

Hilfsfügeteile für mechanische Fügeverfahren können grundsätzlich in Nietelemente und Funktionselemente unterteilt werden. Weitere Unterscheidungsmerkmale sind die Vorbereitung des Fügeteils durch ein Vorloch sowie die benötigte einseitige oder zweiseitige Zugänglichkeit der Fügestelle.

Bei einseitiger Zugänglichkeit haben sich Loch- und gewindeformende Schrauben als zuverlässige Fügetechnologie mit Hilfsfügeteil auch im metallischen Mischbau bewährt [26]. Beim Fügeprozess rotiert die Schraube auf der Bauteiloberfläche. Die dabei entstehende Wärme begünstigt die plastische Umformung der zu fügenden Werkstoffe, wodurch die Ausformung eines Gewindes im Durchdringungsloch ermöglicht wird. Für den serientauglichen Einsatz dieser Fügetechnologie wird, bei der Verbindung von Aluminium und höchstfestem Stahl, jedoch die Vorlochung des Stahlbleches vorausgesetzt. Als Anwendungsbeispiel ist die Fertigung des Audi A8 Baureihe D4 zu nennen, wobei selbstfurchende Schrauben für das Verbinden von pressgehärteten B-Säulen mit den Aluminium-Schwellern und dem Aluminium-Dach eingesetzt werden [47].

Das Stechnieten ist eine aktuelle Entwicklung für das Fügen von Mischbauverbindungen [13]. Hierbei wird ein Nietelement in die Fügepartner eingetrieben. Aufgrund der geometrischen Eigenschaften erfolgt eine selbstständige Verspreizung des Hilfsfügeteils, wodurch eine Verbindung hergestellt wird. Bei ausreichender Steifigkeit der Fügepartner ist eine einseitige Zugänglichkeit ausreichend für den Fügeprozess. Ein Beispiel dafür ist der Profilbau. Ein Gegenhalter erweitert die Einsetzbarkeit des Verfahrens und reduziert die notwendigen Prozesskräfte. Für das Fügen von höchstfesten Stählen muss die Fügestelle lokal entfestigt werden [48]. Dieser zusätzliche Verfahrensschritt kann beispielsweise mittels defokussiertem Laserstrahl erfolgen [15].

Beim Bolzensetzen wird als Hilfsfügeteil ein Setzbolzen mit profiliertem Schaft mit hoher Fügegeschwindigkeit in die Fügepartner eingebracht [49]. Dabei werden mittels pneumatischer Hochgeschwindigkeitskolben bis zu 40 m/s erreicht. Die Fügetechnologie bedarf einer einseitigen Zugänglichkeit, wobei ein Fügepartner mit ausreichender Duktilität auf der dem Bolzen abgewandten Seite benötigt wird. In Verbindung mit Klebstoff wird das Bolzensetzen beim Mercedes SL R231 für den Verbund von Aluminium-Heckboden und Heckrahmen angewandt. Aktueller Forschungsschwerpunkt ist die Verwendung des Bolzensetzens für mehrere Fügepartner [50] und für höchstfeste Stahlwerkstoffe [51]. Letzteres kann durch die lokale Entfestigung des höchstfesten Fügepartners mittels induktiver oder Laserwärmebehandlung erreicht werden [52].

Das Stanznieten ist ein besonders weit verbreitetes Fügeverfahren für den metallischen Mischbau. Dabei werden ein Hilfsfügeteil sowie die beidseitige Zugänglichkeit der Fügestelle benötigt. Das Stanznieten kann in Halbhohlstanznieten und Vollstanznieten unterteilt werden [44].

Beim Halbhohlstanznieten wird das stempelseitige, oftmals festere Blech durchstanzt. Das Halbhohlstanzniet sowie das matrizenseitige Blech werden hierbei partiell umgeformt, wodurch eine form- und kraftschlüssige Verbindung entsteht. Für eine hohe Verbindungsfestigkeit wird nach Stand der Technik eine ausreichende Umformbarkeit von Halbhohlstanzniet und matrizenseitigem Fügepartner benötigt [40]. Für das Fügen von höherfesten Werkstoffen im Mischbau muss der Werkstoff mit der höheren Härte auf der Stempelseite positioniert werden. Die größte Herausforderung beim Fügen von höchstfesten Stählen besteht beim Halbhohlstanznieten im Zielkonflikt zwischen ausreichender Umformbarkeit des Hilfsfügeteils und der benötigten Zugfestigkeit, um eine Vorschädigung des Hilfsfügeteils beim Stanzvorgang zu vermeiden [53]. Aus diesem Grund ist das Halbhohlstanznieten für eine Kombination aus höchstfestem Stahl und Aluminium nur bedingt geeignet. Aktuelle Forschungen zeigen eine Anwendbarkeit des Halbhohlstanznietens für mehr als zwei Fügepartner [54] und bis zu einer Zugfestigkeit des stempelseitigen Fügepartners von 1000 MPa [55]. Die Verfahrensgrenzen lassen sich für ultrahochfeste, warmumgeformte Stähle durch eine zusätzliche lokale Wärmebehandlung erweitern [56].

Beim Vollstanznieten wird keine Umformung des Niets benötigt, wodurch Nietwerkstoffe mit sehr hoher Zugfestigkeit und Härte verwendet werden können. Dies erlaubt auch ein Fügen von höchstfesten Stählen [57]. Der Vollniet durchstanzt dabei sowohl den stempelseitig angeordneten höchstfesten Stahl als auch einen matrizenseitig positionierten, duktileren Werkstoff. Entscheidend für die Festigkeit der Verbindung ist die Füllung einer Ringnut im Vollniet durch das matrizenseitige Blech [40]. Aktuelle Forschungen befassen sich mit der Weiterentwicklung der Werkzeugkonzepte für die Verbindung von zwei- und dreilagigen Blechverbindungen aus warmumgeformtem Stahl und Aluminium [57] sowie der Erhöhung der Verbindungsfestigkeit durch das Aufbringen und Optimieren einer Klebstoffschicht [58]. Die Verfahrensgrenzen lassen sich neben der Anpassung von Werkzeug- und Nietgeometrie auch durch das Einbringen der Hilfsfügeteile mit hoher Geschwindigkeit erweitern [59].

Ohne Hilfsfügeteil

Bei mechanischen Fügeverfahren ohne Hilfsfügeteil wird im Allgemeinen eine kraft- und formschlüssige Verbindung durch die örtliche Umformung der Fügeteile erreicht. Hierbei kommen verschiedene umformtechnische Verfahren wie Kerben, Fließpressen und Falzen zum Einsatz. Diese Arbeit und die folgenden Ausführungen konzentrieren sich auf das Durchsetzfügen.

Das konventionelle Clinchen bzw. Durchsetzfügen wird den mechanischen Fügeverfahren zum Fügen von Blech-, Rohr- und Profilteilen zugeordnet und ist als umformtechnische Fügeoperation mittels gemeinsamem Durchsetzen und nachfolgendem Stauchen definiert [44]. Grundsätzlich lassen sich Clinchverfahren mit und ohne Schneidanteil sowie Clinchverbindungen mit runder, balkenförmiger und sonstiger Fügepunktgeometrie unterschieden [60]. Clinchverfahren mit Schneidanteil sind dabei im Allgemeinen besser für Werkstoffe mit höherer Festigkeit geeignet als Clinchverfahren ohne Schneidanteil [61].

Rundpunktclinchverfahren ohne Schneidanteil stellen eine wirtschaftliche Möglichkeit dar, artungleiche Werkstoffe im Mischbau zu fügen [62]. Im Gegensatz zum Schweißen und anderen thermisch unterstützten Fügeverfahren, wird dabei eine thermische Schädigung der Fügewerkstoffe vermieden. Der Clinchprozess und die notwendigen Werkzeugelemente sind in Bild 1 dargestellt. Das Fügewerkzeug besteht stempelseitig aus einem Stempel und einem Niederhalter sowie matrizenseitig aus einer formgebenden Matrize. Die Werkzeugbestandteile und die Werkzeuggeometrie müssen dabei an die Fügewerkstoffe angepasst werden, der Verfahrensablauf bleibt jedoch unverändert. Nach der Positionierung der Fügewerkstoffe werden diese zwischen dem Niederhalter und der Matrize geklemmt (siehe Bild 1 Teil a). Anschließend werden die Werkstoffe mithilfe des Stempelelementes gemeinsam durchgesetzt (siehe Bild 1 Teil b) und an einem Gegenhalter mittels Querfließpressen verpresst (siehe Bild 1 Teil c). Durch die Bildung eines Hinterschnitts zwischen dem stempel- und dem matrizenseitigen Werkstoff resultiert eine form- und kraftschlüssige Verbindung (siehe Bild 1 Teil d) zwischen zwei oder mehr überlappenden Werkstücken [44].

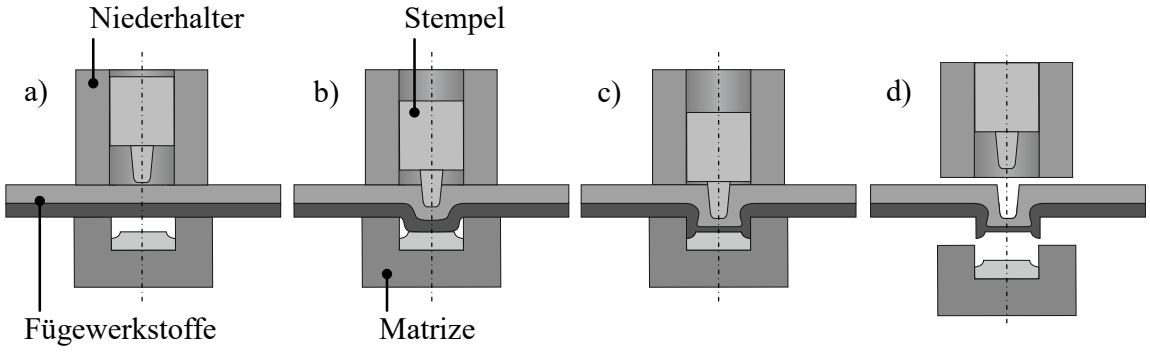


Bild 1: Verfahrensablauf beim Clinchen mit starrer Matrize

Die Qualität der Fügeverbindung hängt stark von den Werkstoffeigenschaften der Fügepartner ab [63]. Nach Stand der Technik wird die Anwendbarkeit des konventionellen Clinchprozesses über die Zugfestigkeit der Fügepartner

definiert [64]. Werkstoffe bis zu einer Zugfestigkeit von 600 MPa gelten hierbei als sicher clinchbar [60]. Aktuelle Forschungsarbeiten haben das Ziel, die Einsatzgrenzen des Clinchens zu erweitern. Durch die Adaption der Matrizengeometrie wird der Materialfluss im Clinchprozess beeinflusst und damit das Fügen von Aluminiumlegierungen mit höchstfesten Stählen bis zu einer Zugfestigkeit von 980 MPa ermöglicht [65]. Für höhere Festigkeiten wird der Einsatz von laser- und ultraschallunterstützten Clinchwerkzeugen [66] sowie die Verwendung gummierter Gegenhalter [67] untersucht. Zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit stehen jedoch keine konventionellen Clinchverfahren ohne Schneidanteil für das Fügen von ultrahochfesten Stählen [68] im Serieneinsatz zur Verfügung [69].

Das Clinchen mit Vorloch stellt eine weitere Möglichkeit dar, die Verfahrensgrenzen der Clinchtechnologie zu erweitern und wird den Sonderclinchverfahren zugeordnet [70]. Das mehrstufige Verfahren ermöglicht das Fügen artungleicher Werkstoffe mit hohem Festigkeitsunterschied durch das Vorlochen des matrizenseitigen Fügepartners. Die Fügbarkeit der Werkstoffkombination wird durch das Umformvermögen des nicht gelochten Fügepartners bestimmt. In der Mischbauweise lassen sich damit Werkstoffkombinationen aus einer Aluminiumlegierung und einem ultrahochfesten Stahl fügen [69]. Als einschränkender Faktor ist das Blechdickenverhältnis der Fügepartner zu nennen, wobei zusätzliche Arbeitsschritte wie Stufenbohrungen die Grenzen erweitern [71]. Die Vorlochoperation und die Bearbeitung der Vorlochgeometrie sowie der Positionierungsaufwand zwischen den Verfahrensschritten reduzieren die Wirtschaftlichkeit des Prozesses.

Bei schwer umformbaren Fügepartnern kann die Schneidoperation auch in den Clinchprozess integriert werden. Nach Stand der Technik ist das Clinchen mit Schneidanteil jedoch Verfahrensgrenzen unterworfen. Höchstfeste Stahlwerkstoffe können mittels balkenförmiger Clinchwerkzeuge mit Schneidanteil gefügt werden [72], allerdings weisen balkenförmige Clinchverbindungen eine starke Richtungsabhängigkeit bei der Verbindungsfestigkeit auf [61]. Eine Möglichkeit rotationssymmetrische Fügepunkte beim Clinchen mit Schneidanteil zu erzeugen ist das Stanzclinchen. Die Anwendbarkeit des Verfahrens ist jedoch nach aktuellem Forschungsstand auf die Materialkombination Aluminium und Magnesium beschränkt [73].

Die vorgestellten Verfahren ermöglichen die prozesssichere Verbindung von höchstfesten Blechwerkstoffen und artungleichen Fügepartnern mit einem Hilfsfügeteil sowie zusätzlichen Prozessschritten wie einer Vorlochoperation oder einer thermischen Vorbehandlung. Dies wirkt sich negativ auf die Wirt-

schaftlichkeit und die Anwendbarkeit der Fügeprozesse aus [42]. Eine innovative Lösung zum Fügen artungleicher Werkstoffkombinationen aus höchstfesten Stahlgüten und Aluminiumlegierungen ist der Schneidclinchprozess [18], der sich momentan im Entwicklungsstadium befindet. Er ermöglicht die Verbindungserstellung ohne zusätzliche Prozessschritte, Hilfsfügeteile oder Positionierungsaufwand und bietet großes Potential für den metallischen Mischbau. Die Schneidclinchtechnologie ist Grundlage der in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen und wird im Folgenden genauer erläutert.

2.3 Schneidclinchprozess

Der Schneidclinchprozess wurde 2007 patentiert [74] und 2010 erstmals wissenschaftlich als Sonderclinchverfahren mit integrierter Schneidoperation vorgestellt [75]. Dabei wird ein rotationssymmetrischer Fügepunkt erzeugt. Durch das Verfahrensprinzip [76] des kombinierten Trenn- und Umformprozesses, wie es in Bild 2 dargestellt ist, wird eine kraft- und formschlüssige Verbindung ohne Hilfsfügeteil oder Vorlochoperation erzeugt [75].

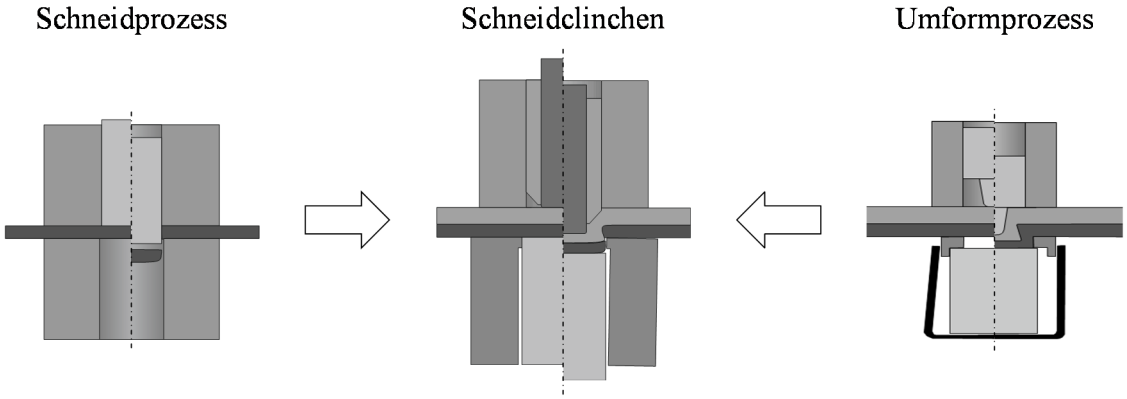


Bild 2: Prozessprinzip des Schneidclinchprozesses

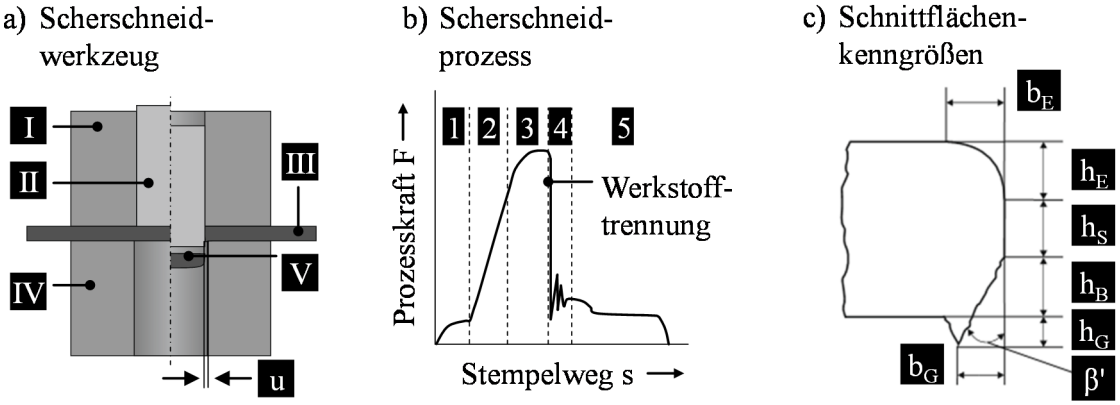
2.3.1 Grundlagen

Für die Prozessanalyse sind grundlegende Kenntnisse über die Teilprozesse Scherschneiden und Clinchen sowie den Stand der Forschung des Schneidclinchprozesses notwendig. Diese werden im Folgenden näher erläutert.

Scherschneiden

Beim Scherschneiden [77] erfolgt das Trennen des Werkstoffs durch die gegenläufige Bewegung von zwei Schneiden die von beiden Seiten in den Werkstoff eindringen, diesen umformen bis das Umformvermögen örtlich erschöpft ist und ein Bruchversagen auftritt [78]. Dabei unterscheidet man

zwischen offenem und geschlossenem Scherschneiden [79]. Der Scherschneidanteil im Schneidclinchprozess kann dem Scherschneiden mit geschlossener Schnittlinie [18] zugeordnet werden, wie er in Bild 3 dargestellt wird.



I	Niederhalter	1	Aufbau der Niederhalterkraft	h_E	Kanteneinzugshöhe
II	Schneidstempel	2	Elast. Deformation	b_E	Kanteneinzugsbreite
III	Schneidgut	3	Plast. Deformation	h_S	Glattschnitthöhe
IV	Schneidmatrize	4	Trennbruch	h_B	Bruchflächenhöhe
V	Schneidbutzen	5	Durchstoßen des Schneidbutzens	h_G	Schnittgrathöhe
u	Schneidspalt			b_G	Schnittgratbreite
				β'	Bruchflächenwinkel

Bild 3: Grundlegende Kenntnisse zum Scherschneiden nach [80]

Ein Scherschneidwerkzeug besteht aus Schneidstempel, Matrize und Niederhalter (siehe Bild 3 Teil a), wobei der Durchmesser des Stempels kleiner als der Innendurchmesser der Matrize ist. Der horizontale Abstand von Matrize und Stempel wird als Schneidspalt bezeichnet [81]. Der Schneidspalt kann absolut oder relativ, bezogen auf die Blechdicke, angegeben werden [82]. Der Scherschneidprozess lässt sich in fünf Phasen unterteilen, welche in Bild 3 Teil b an dessen Kraft-Weg-Verlauf verdeutlicht werden [80]. Nach dem Aufbau der Niederhalterkraft setzt der Schneidstempel auf dem Schneidgut auf und erzeugt ein Biegemoment, das abhängig von Stempeldurchmesser, Schneidspalt und Blechdicke ist. Es resultiert eine elastische Deformation von Maschine, Werkzeug und Schneidgut. Bei fortschreitendem Stempelweg und einer damit verbundenen ansteigenden Prozesskraft übersteigt die Spannung im Blech die Scherfestigkeit des Werkstoffs. Durch die darauf folgende plastische Umformung in axiale Richtung nimmt der Querschnitt des Blechs im Schneidspalt ab, wodurch Kanteneinzug und Glattschnittanteil der Bruchzone gebildet werden. Anschließend wird die Schubbruchgrenze im

Schneidspalt erreicht. Durch die Überlagerung von Zugspannungen bei der Streckung und Biegung des Blechs entstehen zunächst Risse an der Matrizenschneidkante [83], anschließend treten Risse auf der Stempelseite auf. Bei sprödem Schneidgut folgen ein schlagartiger Trennbruch und ein Nachschwingen des Stempels. Anschließend wird der Butzen durchgesetzt. In Abhängigkeit von den Prozessbedingungen bildet sich eine charakteristische Bruchfläche aus [84], wie sie in Bild 3 Teil c beschrieben ist. Die benötigte Schneidkraft F_s lässt sich näherungsweise mit Gl. 1 ermitteln [85].

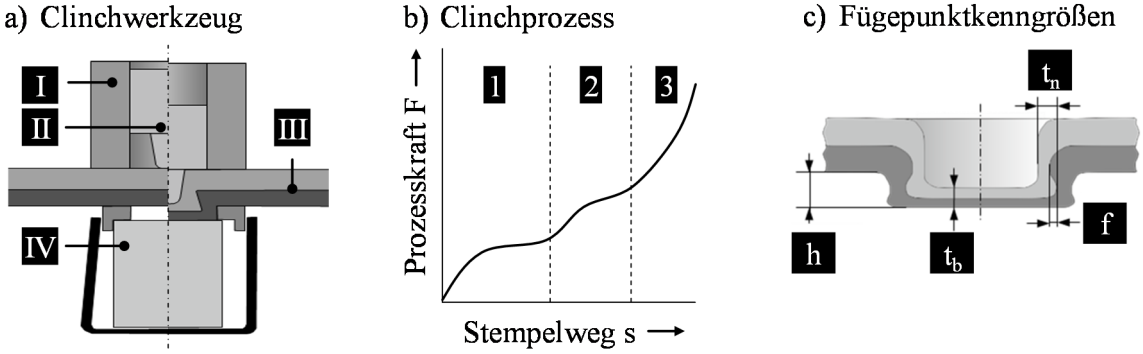
$$F_s = l_s \times s_0 \times R_m \times c \qquad \text{Gl. 1}$$

Dabei entspricht l_s der Schnittlänge, s_o der Ausgangsblechdicke und R_m der Zugfestigkeit des Schneidguts sowie c dem bezogenen Schneidwiderstand, welcher empirisch ermittelt werden muss. Der bezogene Schneidwiderstand, auch Scherfestigkeit genannt, ist abhängig vom Werkstoff. Duktile Werkstoffe mit geringer Zugfestigkeit weisen eine höhere Scherfestigkeit auf als wenig duktile Werkstoffe mit hoher Zugfestigkeit [86]. Für ultrahochfeste Werkstoffe gibt die Literatur einen Schneidwiderstand zwischen 0,58 und 0,6 an und erlaubt damit eine Abschätzung der erforderlichen Schneidkräfte [82]. Der Schneidwiderstand wird durch Blechdicke, Reibung, Schneidspalt, Schneidkantengeometrie und Schnittlinienform beeinflusst [87]. Kleine Schneidspalte resultieren in einem erhöhten Druckspannungsanteil in der Bruchzone und wirken dem Rissfortschritt entgegen. Gleichzeig wird der Glattschnittanteil der Schnittfläche größer und die Gratbildung reduziert [88]. Hinsichtlich der Schneidkantengeometrie hat der Scheidkantenradius einen großen Einfluss auf den Schneidprozess. Kleinere Schneidkantenradien begünstigen durch das Verursachen von Spannungsspitzen die Rissinitiierung bei geringerer Schneidkraft [88]. Größere Radien induzieren Druckspannungen und wirken dem Schneidprozess entgegen [89]. Neben der Schneidkraft beeinflusst der Schneidwerkstoff maßgeblich die resultierenden Schnittflächenkenngrößen. Dabei reduzieren eine größere Zugfestigkeit sowie eine geringere Bruchdehnung die Glattschnittfläche und erhöhen die Bruchfläche [82]. Der Einfluss der Schneidgeschwindigkeit kann bis zu einer Stempelgeschwindigkeit von 100 mm/s vernachlässigt werden [90].

Clinchen

Der Fügeanteil im Schneidclinchprozess kann in wesentlichen Punkten mit dem konventionellen Clinchprozess verglichen werden. Wie bereits in Abschnitt 2.2 erläutert, wird das Clinchen den mechanischen Fügeverfahren ohne Hilfsfügeteil zugeordnet [44]. Weitere grundlegende Kenntnisse zum

Clinchprozess sind in Bild 4 dargestellt. Das Clinchwerkzeug besteht aus Niederhalter, Stempel und Matrize (siehe Bild 4 Teil a), wobei die Fügewerkstoffe zwischen dem Niederhalter und der Matrize geklemmt werden. Nach dem gemeinsamen Durchsetzen der Fügepartner werden diese zwischen Stempel und Matrize verpresst und eine kraft- und formschlüssige Verbindung erzeugt. Der resultierende Kraft-Weg-Verlauf des Clinchprozesses ist in Bild 4 Teil b dargestellt. Die maximale Prozesskraft wird dabei am Prozessende beim Querfließpressen erreicht. Die Fügepunktkenngrößen (siehe Bild 4 Teil c) geben einen qualitativen Einblick in die Fügepunktqualität. Wichtige Eigenschaften sind die Halsdicke t_n, die Bodendicke t_b, der Hinterschnitt f und die Elementhöhe h. Für die Verbindungsfestigkeit ist sowohl der Hinterschnitt als auch die Halsdicke verantwortlich [42]. Die Anwendbarkeit des konventionellen Clinchprozesses im Bereich der höchstfesten Stahlwerkstoffe ist in Abschnitt 2.2 erläutert.



I	Niederhalter	1	Positionierung mit Niederhalterkraft	t_n	Halsdicke
II	Stempel	2	Durchsetzen der Fügewerkstoffe	t_b	Bodendicke
III	Fügewerkstoffe	3	Querfließpressen	f	Hinterschnitt
IV	Matrize			h	Elementhöhe

Bild 4: Grundlegende Kenntnisse zum konventionellen Clinchen nach [42]

2.3.2 Werkzeugsystem und Prozesscharakteristik

Der Stand der Forschung des Schneidclinchprozesses umfasst im Wesentlichen die Entwicklung des Werkzeugsystems sowie die Qualifizierung des Schneidclinchens für das Fügen artungleicher Werkstoffe mit hohem Festigkeitsunterschied [18]. Die hierfür benötigten Werkzeugkomponenten und der Verfahrensablauf des Schneidclinchprozesses sind in Bild 5 dargestellt.

Das Schneidclinchwerkzeug besteht aus einem stempelseitigen und einem matrizenseitigen Werkzeugteil für dessen Einsatz eine beidseitige Zugänglichkeit an der Fügestelle notwendig ist [91]. Der stempelseitige Werkzeugteil wird aus den drei Aktivelementen Niederhalter, Außenstempel und Innenstempel gebildet, welche in Kontakt mit den Fügewerkstoffen stehen und mit Federn aneinander gekoppelt sind. Die daraus resultierende Werkzeugkinematik wird im Folgenden genauer erläutert. Der matrizenseitige Werkzeugteil besteht aus einem gefederten Amboss mit Festanschlag und einer sich öffnenden Matrize [92]. Werkzeugkonzepte mit starrer Matrize [93] befinden sich in der Entwicklung, sind jedoch nicht Teil der hier beschriebenen Untersuchungen.

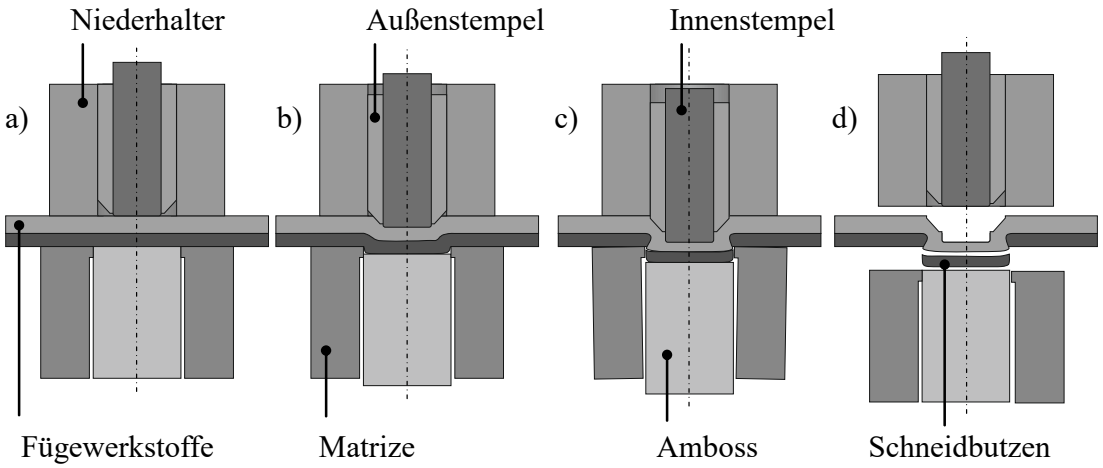
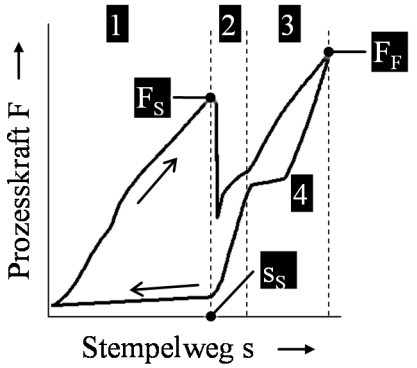


Bild 5: Werkzeugkomponenten und Verfahrensablauf des Schneidclinchprozesses nach [18]

Der Schneidclinchprozess beginnt mit der Positionierung des Werkzeugsystems und der Fixierung der Fügepartner zwischen der Matrize und dem Niederhalter (siehe Bild 5 Teil a). Anschließend beginnt ein kontinuierlicher Arbeitshub der stempelseitigen Werkzeugteile in Richtung der Matrize. Dabei verfahren Außen- und Innenstempel zunächst gemeinsam (siehe Bild 5 Teil b) und bringen über den stempelseitig positionierten duktileren Fügepartner indirekt Kraft auf den matrizenseitigen, höchstfesten Fügepartner auf. Dieser wird, ähnlich dem konventionellen Scherschneiden, an der Schneidmatrize geschädigt [94], wodurch ein einseitiges Scherschneiden auftritt [18]. Die definierte Kontaktfläche des zweigeteilten Innen- und Außenstempels verhindert dabei das Durchtrennen des stempelseitigen Werkstoffs. Nach dem Ausbruch des Schneidbutzens werden dieser und der stempelseitige Fügewerkstoff in die entstandene Fügezone durchgesetzt. Dabei wird die Federvorspannung des Außenstempels überwunden und die kraft- und formschlüssige Fügeverbindung mittels Querfließpressen zwischen

Innenstempel und Amboss ausgebildet (siehe Bild 5 Teil c). Anschließend wird die Stempeleinheit zurückgefahren und der Schneidbutzen ausgestoßen (siehe Bild 5 Teil d).

Der resultierende Prozesskraftverlauf [95] ist in Bild 6 dargestellt. Dieser setzt sich aus einem Schneidanteil und einem Fügeanteil zusammen, welche die wesentlichen Charakteristika des Scherschneidens und des Clinchens aufweisen (siehe Abschnitt 2.3.1).



1 Aufbau der Schneidkraft durch Innen- und Außenstempel
2 Durchsetzen von Butzen und Fügewerkstoff
3 Querfließpressen des oberen Fügewerkstoffs
4 Öffnen des Werkszeugs und Abbau der Federkräfte

F_S Schneidkraft s_S Schneidweg
F_F Fügekraft

Bild 6: Prozesskraftverlauf beim Schneidclinchen nach [95]

Der Schneidclinchprozesses beginnt mit der bereits aufgebauten Klemmkraft des Niederhalters. Anschließend treten Innen- und Außenstempel in Kontakt mit dem stempelseitigen Fügepartner, was zu einem kontinuierlichen Anstieg der Prozesskraft führt (siehe Bild 6 Teil 1). Nach dem Überwinden der notwendigen Schneidkraft F_S tritt aufgrund des sprödbrechenden matrizenseitigen Fügepartners ein starker Kraftabfall auf. Anschließend werden der Fügewerkstoff und der Schneidbutzen bei geringem zusätzlichen Kraftbedarf durchgesetzt (siehe Bild 6 Teil 2), bis der Festanschlag des Ambosses erreicht wird und der Querfließpressprozess des stempelseitigen Fügepartners mit einem starken Kraftanstieg einhergeht (siehe Bild 6 Teil 3). Am maximalen Stempelweg wird die Fügekraft F_F erreicht. Anschließend wird die Maschinenauffederung und die Federkraft von Außenstempel und Niederhalter beim Öffnen des Werkzeugs abgebaut (siehe Bild 6 Teil 4) [95].

2.3.3 Verbindungseigenschaften

Die Verbindungseigenschaften für umformtechnische Fügeverfahren lassen sich im Wesentlichen durch geometrische Kenngrößen und die Verbindungsfestigkeit beschreiben. Die Analyse der geometrischen Eigenschaften und deren Beeinflussung sind Teil dieser Forschungsarbeit, weshalb

die charakteristischen Kenngrößen einer Schneidclinchverbindung in Bild 7 erläutert werden.

Die Fügepunktkenngrößen einer Schneidclinchverbindung sind vergleichbar mit denen einer konventionellen Rundpunktclinchverbindung und ermöglichen eine qualitative Bewertung der Verbindungseigenschaften. Die wichtigsten Kenngrößen sind die Halsdicke t_n, die Bodendicke t_b, der Hinterschnitt f und die Elementhöhe h. Zusätzlich weist die Schneidclinchverbindung mit der Wangendicke t_w eine weitere Kenngröße auf [18]. Diese beschreibt den Abstand zwischen matrizenseitigem Werkstoff und dem Negativabdruck des Außenstempels. Die resultierende Verbindungsfestigkeit von Schneidclinchverbindungen ist vergleichbar mit der, die beim Clinchen mit Vorloch erzielt wird [96].

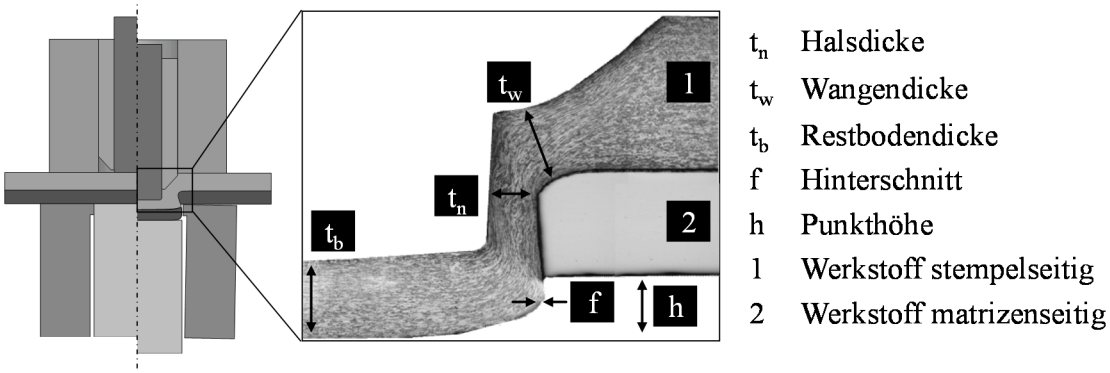


Bild 7: Charakteristische Kenngrößen der Schneidclinchverbindung nach [18]

Bei der Analyse von Schneidclinchverbindungen müssen neben geometrischen und mechanischen Kennwerten weitere I.O.-Kriterien berücksichtigt werden [96]. In Bild 8 sind die wesentlichen Verbindungsfehler beim Schneidclinchen zusammengefasst. Unsymmetrische und unvollständig ausgefüllte Fügepunkte sowie Risse im Wangen- und Halsbereich müssen bei der Prozessauslegung vermieden werden. Des Weiteren ist das Verklemmen des Schneidbutzens sowie eine große Streuung von geometrischen Kenngrößen innerhalb einer Versuchsreihe ein Zeichen für eine unzureichende Prozessstabilität.

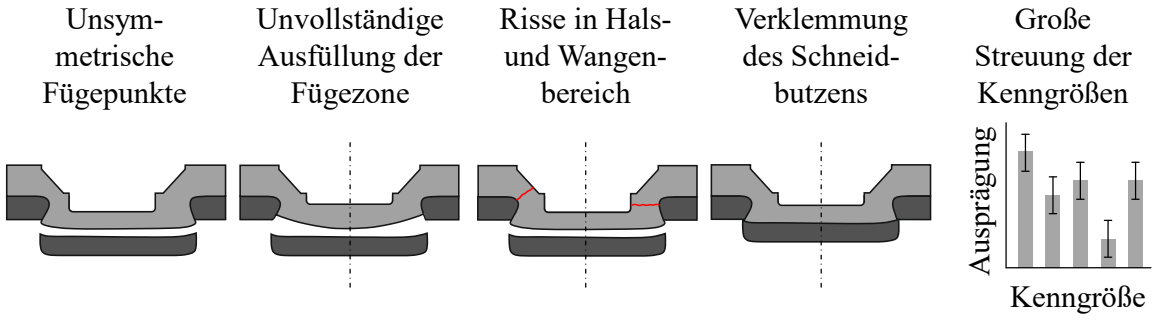


Bild 8: Verbindungsfehler beim Schneidclinchen nach [96]

2.3.4 Prozesseinflüsse

Neben der Qualifizierung der Schneidclinchtechnologie für die Verbindung von Aluminiumlegierungen mit höchstfesten Stahlwerkstoffen zeigen bisherige wissenschaftliche Arbeiten [18] lediglich erste Erkenntnisse zu den Haupteinflussfaktoren des Schneidclinchprozesses. Dabei werden insbesondere die Ausgangsblechdicke und die Werkstoffeigenschaften der stempel- und matrizenseitigen Fügepartner sowie werkzeugseitige Einflussparameter genannt. Zu letzteren gehören der Innenstempeldurchmesser, die Kontaktzonengeometrie des Außenstempels und dessen Federvorspannung sowie die Matrizentiefe. Die vorliegenden Ergebnisse konnten als Basis für diese wissenschaftliche Arbeit verwendet werden, allerdings ist eine genauere Prozessanalyse für die Identifizierung von prozessspezifischen Wirkzusammenhängen unabdingbar. Hierfür ist eine numerische Analyse des Schneidclinchprozesses notwendig. Im folgenden Abschnitt werden deshalb wesentliche Grundlagen für die Prozesssimulation von Füge- und Trennoperationen erläutert.

2.4 Prozesssimulation von Füge- und Trennoperationen

Numerische Berechnungsmethoden bieten neue Möglichkeiten bei der Prozessanalyse und erlauben, gerade bei einer hohen Anzahl von Einflussfaktoren, den experimentellen Versuchsumfang deutlich zu reduzieren [97]. Im Bereich der Umformsimulationen hat sich dabei der Einsatz der Finiten-Elemente-Methode (FEM) etabliert [98]. Die numerische Analyse des Schneidclinchprozesses setzt grundlegendes Wissen im Bereich der FEM sowie Kenntnisse über den Stand der Forschung bei Füge- und Trennsimulationen voraus, wie sie im folgenden Abschnitt erläutert werden.

2.4.1 Grundlagen der Finite-Elemente-Methode

Bei der Finite-Elemente-Methode werden komplexe mechanische und thermische Herausforderungen durch Diskretisierung und näherungsweise Berechnung von partiellen, ort- und zeitabhängigen Differentialgleichungen gelöst [99]. Grundprinzip der FEM ist es dabei, die unendlichen Freiheitsgrade eines Kontinuums auf eine endliche Anzahl finiter Elemente zu reduzieren und damit eine computerunterstützte Lösung von Gleichungssystemen bei akzeptablem Ressourceneinsatz zu ermöglichen [100]. Dies bietet den Vorteil, dass sich Verformungen sowie mechanische Spannungen und Dehnungen in komplexen und nicht einsehbaren Umformprozessen über den gesamten Prozessverlauf detailliert analysieren lassen [101]. Die Qualität

der Berechnungsergebnisse hängt dabei stark von den Eingangsdaten des numerischen Modells [102] und dem zu simulierenden Prozess ab.

2.4.2 Prozesssimulation in der mechanischen Fügetechnik

Bei mechanischen Fügeverfahren mit rotationssymmetrischen Werkzeug- und Fügepunkt-geometrien, wie dem Stanznieten, dem Clinchen oder dem Schneidclinchen, können axialsymmetrische numerische Modelle verwendet werden [103]. Hierdurch können der Rechen- sowie der Zeitaufwand deutlich reduziert werden. Beispiele für die Anwendung der Finite-Elemente-Methode bei der Analyse von Fügetechnologien, wie sie in Abschnitt 2.2 beschrieben werden, sind das Stanznageln [104], das Stanznieten [105] und das Halbhohlstanznieten [106] sowie das Clinchen mit dreigeteilter Matrize [107] und mit integriertem Klebeprozess [108]. Die folgenden Ausführungen konzentrieren sich jedoch auf den Stand der Technik bei der numerischen Abbildung des Durchsetzfügens.

Wesentliche Zielsetzungen bei der simulationsbasierten Analyse von Clinchprozessen sind die Optimierung der Fügepunktgeometrie, die Erhöhung der Verbindungsfestigkeit sowie die Reduzierung erforderlicher Prozesskräfte und die Vermeidung von Fügefehlern. Aktuelle Forschungsarbeiten befassen sich mit der Analyse und der Beeinflussung des Werkstoffflusses innerhalb des Clinchprozesses [65]. Dabei können Änderungen von geometrischen Kenngrößen, wie Hinterschnitt und Halsdicke, sowohl mit fester [109] als auch mit öffnender Matrize [110] ohne experimentelle Störeinflüsse untersucht werden. Andere Arbeiten befassen sich mit der Erweiterung von Verfahrensgrenzen, der Untersuchung weiterer Werkstoffkombinationen [111] sowie der Entwicklung innovativer Clinchprozesse, wie dem matrizenlosen Clinchen von Magnesiumlegierungen [112]. Durch die Analyse des Spannungszustands im Prozessverlauf können Gestaltungshinweise für prozessangepasste Clinchwerkzeuge erarbeitet werden [111]. Aufgrund der hohen Anzahl von Einflussfaktoren und Werkzeugelementen bieten numerische Modelle in der Fügetechnik große Vorteile für Variantenuntersuchungen. Dabei lassen sich verschiedene Stempel- und Matrizengeometrien mit geringem Aufwand vergleichen [113]. Des Weiteren verwenden aktuelle Forschungsarbeiten numerische Modelle für die Untersuchung von Verfahrenskombinationen, wie dem kombinierten Einsatz der Clinchtechnologie mit einem zusätzlichen Nietelement [114]. Bei komplexen Fügeverfahren zeigt sich, dass die Validierung des numerischen Modells mittels experimenteller Untersuchungen für verschiedene Variantenkombinationen durchgeführt werden sollte, um die Identifikation komplexer Wirkzusammenhänge zu gewährleisten [115].

Für die numerische Abbildung von Clinchprozessen mit Schneidanteil liegen zum Zeitpunkt der Arbeitserstellung keine übertragbaren Ergebnisse vor. Da für die numerische Abbildung des Schneidclinchprozesses eine integrierte Werkstofftrennung notwendig ist [94], werden im Folgenden mögliche Ansätze für die Simulation von Trennoperationen erläutert.

2.4.3 Numerische Abbildung von Trennoperationen

Die numerische Abbildung von Trennoperationen bzw. die Berechnung des Schädigungsverhaltens eines Werkstoffs während der Umformung, kann durch ein Versagenskriterium beschrieben werden. Dabei wird eine Aussage ermöglicht, ob das Formänderungsvermögen eines Werkstoffs im Prozessverlauf überschritten wird und eine Rissbildung stattfindet. Versagenskriterien werden in mikromechanische und makromechanische Modelle unterteilt (siehe Bild 9) [116], wobei die Komplexität der Modelle von den makromechanischen zu den mikromechanischen stetig ansteigt [117].

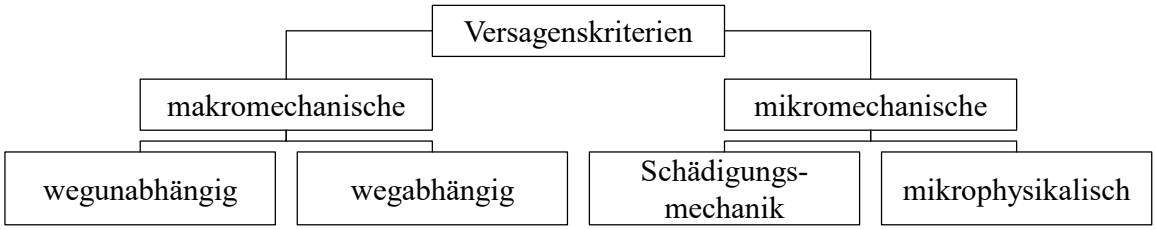


Bild 9: Einteilung von Versagenskriterien nach [116]

Mikromechanische Versagenskriterien

Mikromechanische Versagenskriterien verwenden anspruchsvolle plastomechanische Methoden, um die Beschreibung einer duktilen Werkstoffschädigung zu ermöglichen [118]. Unter Berücksichtigung verschiedener Einflussfaktoren, wie Partikelgröße, -verteilung, -abstand und -form sowie der Verfestigung des umgebenen Werkstoffs [116] lässt sich der physikalische Vorgang, der zum duktilen Bruch führt, berechnen. Dieser wird in die drei Phasen Porenbildung, Porenwachstum und Porenverbindung unterteilt [119]. Die Reduzierung des spannungsübertragenden relativen Querschnitts resultiert in einem makroskopischen Riss. Beispiele für mikromechanische Ansätze bei der Schädigungsberechnung sind die Modelle nach LEMAITRE [120], GURSON [121] und OYANE [122]. Die vorliegende wissenschaftliche Arbeit konzentriert sich aufgrund des schlagartigen Kraftabfalls beim Bruchverhalten von höchstfesten Stahlwerkstoffen auf die Verwendung von makromechanischen Schädigungskriterien.

Makromechanische Versagenskriterien

Im Gegensatz zu mikromechanischen Versagenskriterien berücksichtigen makromechanische nicht die mit Porenbildung und -wachstum einhergehende Schwächung des Werkstoffs. Dabei wird die Schädigung bis hin zum makroskopischen Riss anhand von vorliegenden Spannungen und Dehnungen auf phänomenologischer Basis beschrieben [117]. Makromechanische Versagenskriterien lassen sich in wegunabhängige (siehe Gl. 2) und wegabhängige (siehe Gl. 3) Modelle unterteilen.

$$C = f(\sigma, \varphi, k_{mat}) \leq C_{krit} \qquad \text{Gl. 2}$$

$$C = \int_0^{\varphi_{v,ist}} f(\sigma, \varphi, k_{mat}) d\varphi_v \leq C_{krit} \qquad \text{Gl. 3}$$

Die wesentlichen Eingangsgrößen für makromechanische Schädigungsmodelle sind Spannungen σ, Dehnungen ϕ sowie Materialkonstanten k_{mat}. Der Bruch tritt ein, wenn der vorliegende Schädigungswert C einen kritischen Schädigungswert C_{krit} übersteigt.

Makromechanische, wegunabhängige Modelle berechnen die Schädigung ohne die Umformhistorie eines Werkstückes zu berücksichtigen. Der Schädigungswert wird dabei ausschließlich aus Spannungs- und Dehnungswerten eines Berechnungsinkrements bestimmt [116]. Der Versagensfall wird prognostiziert, sobald ein definierter kritischer Wert erreicht wird. Ein etabliertes wegunabhängiges Schädigungsmodell ist die Grenzformänderungskurve [117]. Dabei wird die vorliegende Haupt- und Nebenformänderung mit als kritisch identifizierten Werten gegenübergestellt und eine Schädigungsvorhersage getroffen. Die Grenzformänderung wird mittels Werkstoffcharakterisierung im Modellversuch ermittelt [123].

Makromechanische, wegabhängige Modelle berücksichtigen bei der Schädigungsberechnung die Umformgeschichte eines Werkstücks durch die Integration von Spannungen und Dehnungen über den Vergleichsumformgrad ϕ_v [106]. Der Schädigungswert entspricht dabei der gespeicherten plastischen Arbeit [124]. Der Versagensfall wird auch hier durch einen kritischen Schädigungswert vorgegeben. Dieser muss sowohl werkstoff- als auch prozessspezifisch ermittelt werden [125]. Beispiele für makromechanische, wegabhängige Versagenskriterien sind die Modelle nach COCKROFT&LATHAM [126], FREUDENTHAL [127] und AYADA [128]. Ein weit verbreitetes Modell bei der simulativen Schädigungsanalyse ist das normalisierte Versagenskriterium nach COCKROFT&LATHAM [129], wie es

in Gl. 4 dargestellt ist. Es kann sowohl im grundlagenwissenschaftlichen Bereich, bei der Simulation von Werkstoffcharakterisierungsversuchen [130] und verschiedenen Fertigungstechnologien [131] als auch im industriellen Bereich [132] erfolgreich angewendet werden.

$$C = \int_0^{\varphi_{v,Br}} max\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_v}, 0\right) d\varphi_v \qquad \text{Gl. 4}$$

Durch die Integration des Verhältnisses zwischen der ersten Hauptnormalspannung σ_1 und der Vergleichsspannung σ_v werden beim normalisierten Schädigungskriterium nach COCKROFT&LATHAM auch die zweite und die dritte Hauptnormalspannung des Spannungstensors bei der Schädigungsberechnung mit einbezogen [124]. Dies erlaubt die Berücksichtigung bruchverzögernder, hydrostatischer Spannungsanteile sowie von Druckspannungszuständen [116] und damit eine gute Abbildungsgenauigkeit bei Trennprozessen [133]. Insbesondere die Bruchkantengeometrie zeigt eine gute Übereinstimmung in Simulation und Experiment [134]. Die kritischen Schädigungswerte müssen hierfür mittels numerischer Identifikation ermittelt werden [135]. Anschließend können Einflüsse wie der Schneidspalt sowie der Stempel- und Matrizenkantenradius in Variantensimulationen analysiert werden [136].

Neben der Auswertung von Schädigungswerten und Schnittflächenkenngrößen kann der Scherschneidprozess mittels der numerischen Untersuchung von Spannungsgrößen analysiert werden [137]. Ausgewählte wissenschaftliche Arbeiten verwenden hierfür die Analyse der Mises-Vergleichspannung [138] sowie dem radialen [82] und hydrostatischen [88] Spannungsanteil.

Die vorgestellten wissenschaftlichen Arbeiten bestätigen die Anwendbarkeit des normalisierten Schädigungskriteriums nach COCKROFT&LATHAM für die numerische Untersuchung konventioneller Schneidoperationen. Für die numerische Abbildung der indirekten Schneidoperation im Schneidclinchprozess wird daher auch auf dieses Modell zurückgegriffen. Der Stand der Forschung im Bereich der Schneidclinchsimulation wird im Folgenden erläutert.

2.4.4 Schneidclinchsimulation

Bei der Entwicklung und Qualifizierung des Schneidclinchprozesses [18] wurden erste numerische Modelle des Schneidclinchprozesses vorgestellt. Durch die Verwendung des normalisierten Schädigungskriteriums nach COCKROFT&LATHAM konnten übereinstimmende charakteristische Kenngrößen

bei experimentell und numerisch durchgeführten Schneidclinchversuchen ermittelt werden. Als Validierungskriterium dienten der experimentell ermittelte Schneidweg und einzelne Schnittflächenkenngrößen. Die numerischen Untersuchungen erlaubten die Durchführung von Einflussanalysen für ausgewählte Werkzeugparameter auf das Prozessergebnis [18]. Eine umfassende numerische Abbildung des Prozessverlaufs, numerische Spannungsanalysen und eine Untersuchung der Teilprozesse Trennen und Fügen wurden bisher nicht durchgeführt.

2.5 Zusammenfassende Bewertung

Im modernen Fahrzeugbau stellen strenge gesetzliche Rahmenbedingungen und steigende Kundenanforderungen eine große Herausforderung dar. Neben dem Einsatz innovativer Antriebssysteme setzen Hersteller deshalb auf die konsequente Umsetzung des Leichtbaugedankens. Insbesondere im Karosseriebau nimmt der Einsatz neuer Hochleistungswerkstoffe zu. Die aktuellen Werkstofftrends sind dabei die Verwendung von hoch- und höchstfesten Stahlwerkstoffen, die Vergrößerung des Anteils von Leichtmetallen und der Einsatz von prozessangepassten Halbzeugen. Im Großserienbereich wird vermehrt der metallische Mischbau von höchstfesten, warmumgeformten Vergütungsstählen und Aluminiumlegierungen eingesetzt. Die damit verbundene Steigerung der Komponentenzahl sowie deren Werkstoffeigenschaften stellen neue Herausforderungen für die Fügetechnik dar.

Artfremde Werkstoffe lassen sich nach aktuellem Stand der Technik nicht prozesssicher mittels thermischer Fügeverfahren verbinden. Aus diesem Grund nimmt die Bedeutung von mechanischen Fügeverfahren zu. Konventionelle mechanische Fügeverfahren sind dabei nicht für das Fügen höchstfester Werkstoffe geeignet und setzen innovative Lösungsstrategien voraus. Der Schwerpunkt aktueller Prozessentwicklungen liegt auf dem Einsatz von Hilfsfügeteilen sowie zusätzlicher Prozessschritte. Letztere umfassen die thermische Vorbehandlung oder die Vorlochung höchstfester Fügepartner.

Großes Potential für das Fügen von Aluminiumlegierungen und höchstfester Stahlwerkstoffe bietet der Schneidclinchprozess. Dieser befindet sich zum aktuellen Zeitpunkt im Entwicklungsstadium und erlaubt das einstufige Fügen artfremder Werkstoffe mit hohem Festigkeitsunterschied. Dafür wird ein kombinierter Trenn- und Fügeprozess eingesetzt. Der Stand der Forschung umfasst, neben der Qualifizierung der Schneidclinchtechnologie, auch erste Erkenntnisse zu den Einflüssen spezifischer Werkzeug- und

Prozessparameter auf das Fügeergebnis. Zum aktuellen Zeitpunkt sind jedoch keine grundlagenwissenschaftlichen Arbeiten bekannt, die sich einer umfassenden Prozessanalyse von kombinierten Trenn- und Fügeprozessen im Allgemeinen oder des Schneidclinchprozesses im Speziellen widmen.

Für die grundlagenorientierte Prozessanalyse ist die numerische Abbildung des Schneidclinchprozesses notwendig. Im Bereich der Fertigungstechnologien wird hierfür die Finite-Elemente-Methode verwendet. Diese hat sich auch im Bereich der Clinchtechnologie etabliert. Aktuelle Forschungsarbeiten befassen sich beim konventionellen Clinchen mit der simulativen Analyse des Werkstoffflusses sowie der numerischen Optimierung von Werkzeugkomponenten. Die numerische Abbildung von Trennprozessen ist zum aktuellen Zeitpunkt nicht Stand der Technik. Aktuelle Forschungsarbeiten untersuchen die Anwendung von mikro- und makromechanischen Versagenskriterien bei der simulativen Analyse direkter Scherschneidprozesse. Für das Schneidclinchen existieren erste numerische Modelle zur Analyse von Haupteinflüssen auf das Prozessergebnis. Für eine umfassende numerische Abbildung des Prozessablaufs sowie die Analyse des indirekten Schneidprozesses ist eine Weiterentwicklung der numerischen Modelle notwendig.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Vor dem Hintergrund des in der globalen Fahrzeugindustrie an Bedeutung gewinnenden metallischen Mischbaus nehmen die Herausforderungen für die Fertigungstechnik im Allgemeinen und die Fügetechnologie im Speziellen deutlich zu. Insbesondere die steigende Komponentenvielfalt und die Verwendung moderner, höchstfester Werkstoffe machen die Weiterentwicklung konventioneller Fertigungstechnologien notwendig. Eine innovative Fügetechnologie für das vorlochfreie Verbinden artungleicher Werkstoffe ist der Schneidclinchprozess. In einem kombinierten Trenn- und Umformprozess wird beim Schneidclinchen der matrizenseitig positionierte höchstfeste Fügewerkstoff indirekt und einseitig geschnitten. Anschließend erlaubt ein geteiltes Werkzeugsystem mit mehrfachwirkenden Stempeln das Querfließpressen des stempelseitigen Fügewerkstoffs in der entstandenen Fügezone. Somit kann eine kraft- und formschlüssige Verbindung ohne zusätzliche Prozessstufen und ohne Hilfsfügeteil erreicht werden. Das Werkzeugsystem, die hohe Anzahl an Aktivelementen sowie die komplexe Prozessführung bedingen jedoch ein tiefgreifendes Verständnis der Schneidclinchtechnologie.

Das Hauptziel dieser Arbeit ist es, ein grundlagenorientiertes Verständnis des kombinierten Trenn- und Umformprozesses zu schaffen und somit einen wichtigen Beitrag für die zukünftige Weiterentwicklung der Schneidclinchtechnologie zu leisten. Neben der experimentellen und numerischen Analyse der Teilprozesse werden dabei auch deren wechselseitige Beeinflussung und die resultierenden geometrischen und mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung untersucht. Dies ermöglicht die Ableitung von Wirkzusammenhängen und Gestaltungshinweisen für die industrielle Praxis. Die hierfür verwendete Vorgehensweise sowie die wesentlichen Schwerpunkte dieser Arbeit sind in Bild 10 dargestellt.

Aufbauend auf bisherigen wissenschaftlichen Untersuchungen wird zunächst ein für den Schneidclinchprozess auf C-Gestell-Pressen qualifiziertes Werkzeugsystem adaptiert und ein für O-Gestell-Pressen angepasstes Werkzeug entwickelt, um experimentelle Variantenuntersuchungen mit der notwendigen Werkzeugflexibilität sowie gleichzeitiger hoher Positionier- und Wiederholgenauigkeit zu ermöglichen. Des Weiteren wird ein schädigungsbasiertes numerisches Modell des Schneidclinchprozesses entwickelt. Das Simulationsmodell wird für die eingesetzten Fügewerkstoffe validiert und

dient anschließend der Untersuchung von Spannungszuständen beim indirekten Schneidprozess sowie der Abbildung des Werkstoffflusses im Verlauf des Schneidclinchprozesses. Neben der numerischen Identifikation von kritischen Schädigungswerten wird eine umfassende Werkstoffcharakterisierung der artungleichen Fügewerkstoffe durchgeführt, um eine hohe Abbildungsgenauigkeit des numerischen Modells zu gewährleisten.

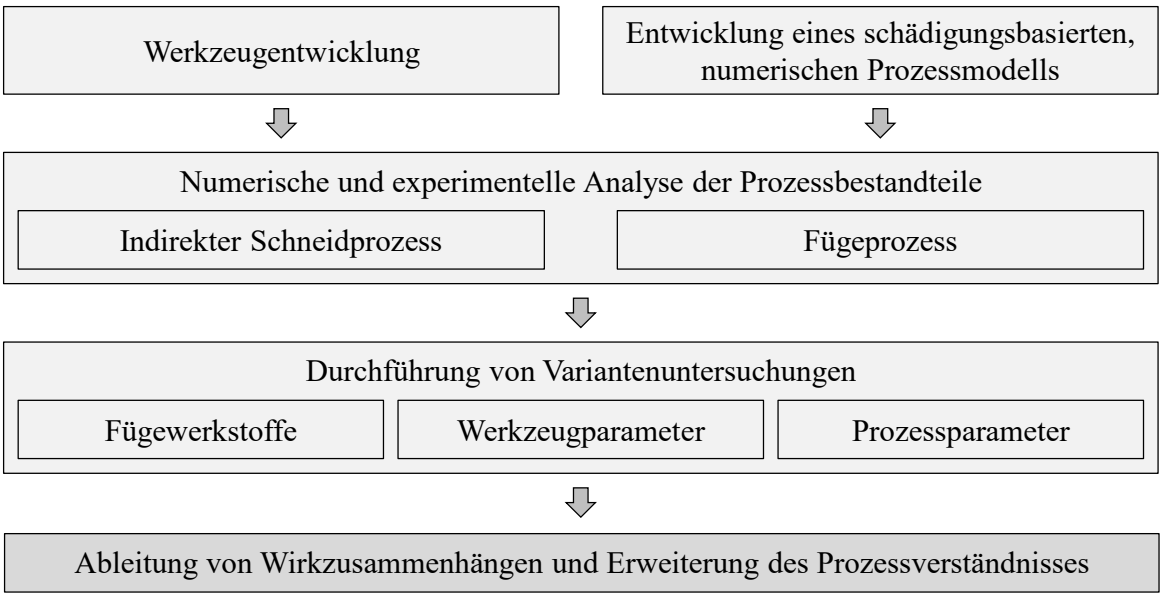


Bild 10: Vorgehensweise

Die numerische und experimentelle Analyse der Prozessbestandteile Trennen und Fügen wird anhand repräsentativer Fügewerkstoffkombinationen mit verschiedenen matrizenseitigen Fügewerkstoffen vollzogen. Dies ermöglicht es, allgemeingültige Aussagen für weitere Fügeaufgaben zu erarbeiten. Der indirekte Scheidvorgang beim Schneidclinchen wird dabei dem konventionellen Scherschneiden höchstfester Werkstoffe gegenübergestellt. Die grundlegende Analyse des Fügeprozesses wird anhand experimenteller Stufensetzversuche und der numerischen Analyse des Werkstoffflusses über den Prozessverlauf durchgeführt. Dies ermöglicht erstmals sowohl eine zuverlässige Aussage über die Einflüsse der Werkzeugkinematik auf die Fügepunktausbildung als auch die Identifizierung charakteristischer Prozessabschnitte und deren Einfluss auf die Fügepunktqualität.

Die gewonnenen Erkenntnisse werden anhand weiterer Variantenuntersuchungen überprüft und bestätigt. Hierfür werden experimentelle Schneidclinchversuche durchgeführt. Der Schwerpunkt der Untersuchungen liegt dabei auf der Analyse der Prozesskraft, der geometrischen Kenngrößen der Schneidclinchverbindung sowie der statischen Verbindungsfestigkeit. Der

Versuchsplan umfasst verschiedene Fügewerkstoff- und Blechdickenkombinationen sowie ausgewählte Werkzeug- und Prozessparameter.

Abschließend werden die gewonnenen experimentellen und numerischen Untersuchungsergebnisse genutzt, um Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessbestandteilen Trennen und Umformen abzuleiten. Dabei wird analysiert, ob eine gezielte Beeinflussung des Prozessergebnisses durch die Wahl geeigneter Prozessparameter möglich ist. Das erweiterte Prozessverständnis wird anschließend für die Ableitung praxisbezogener Gestaltungshinweise verwendet.

4 Versuchsanlagen, Werkzeuge, Werkstoffe und Software

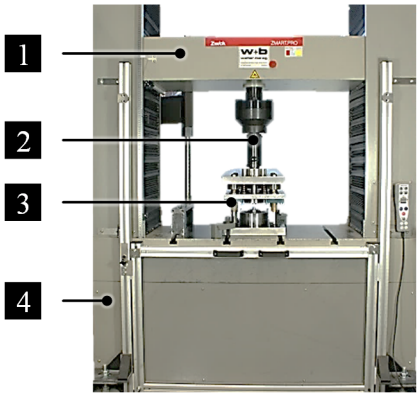
Das folgende Kapitel umfasst die Beschreibung der Anlagen- und Messtechnik, die für die Herstellung und -prüfung von Scherschneid- und Schneidclinchproben verwendet werden. Des Weiteren werden Aufbau, Kinematik und wichtige Kenngrößen des Schneidclinchwerkzeugs dargestellt sowie die Fügewerkstoffe und verwendete Software beschrieben.

4.1 Versuchsanlagen und Charakterisierungsmethoden

4.1.1 Anlagentechnik

Versuchsdurchführung

Die Schneidclinchversuche werden an einer Universalprüfmaschine des Typs LFEM 300 der Firma Walter+Bai durchgeführt (siehe Bild 11). Die maximale Prüfkraft der Anlage in Zug- und Druckrichtung beträgt 300 kN und die maximale Vorschubgeschwindigkeit 500 mm/min. Kraft- und Wegmessung erfolgen über die integrierte Erfassung von Traversenhub und Umformkraft. Für die Auswertung des Prozesskraftverlaufs wird die Steuerungssoftware TestXpert 2.0 verwendet. Die Versuchsdurchführung erfolgt weggesteuert mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 100 mm/min.



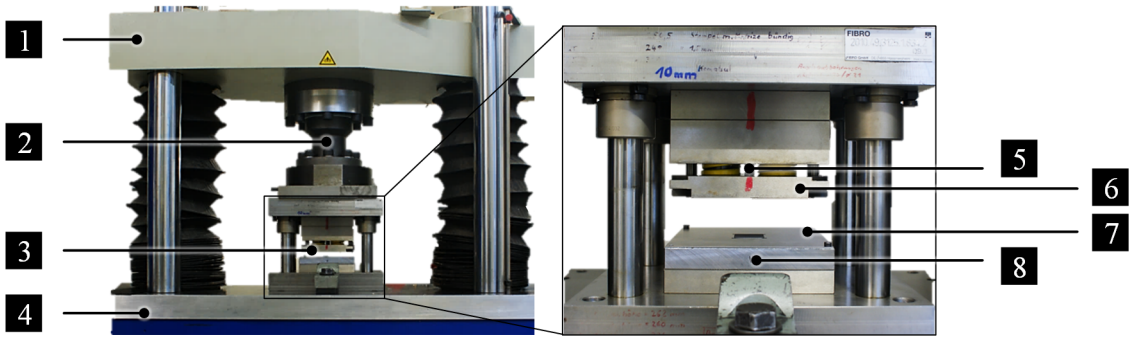
Typ:	Walter+Bai LFEM 300
Max. Prüfkraft:	300 kN
Max. Prüfgeschwindigkeit:	500 mm/min
Regelart:	Weg- oder Kraft
Geschw. Schneidclinchen:	100 mm/min

1	Verfahrbare Traverse	3	Schneidclinchwerkzeug
2	Werkzeuganbindung	4	Pressengestell

Bild 11: Universalprüfmaschine Walter+Bai LFEM 300

Die konventionellen Scherschneidversuche werden an einer elektromechanischen Universalprüfmaschine der Firma Schenk-Trebel vom Typ RM40

durchgeführt (siehe Bild 12). Diese ist für eine maximale Prüfkraft von 400 kN und eine maximale Prüfgeschwindigkeit von 300 mm/min ausgelegt. Die Versuche werden, wie beim Schneidclinchen, weggesteuert sowie mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 100 mm/min durchgeführt und mittels der Steuerungssoftware TestXpert 2.0 ausgewertet. Das konventionelle Scherschneidwerkzeug verfügt, neben einem Niederhalter, einer Schneidmatrize und einer Positionierhilfe zur Probenaufnahme, über einen wechselbaren Schneidstempel. Letzterer wird bei der Versuchsdurchführung für die Einstellung des relativen Schneidspaltes ausgetauscht.



1 Verfahrbare Traverse 3 Scherschneidwerkzeug 5 Schneidstempel 7 Probenaufnahme
2 Werkzeuganbindung 4 Pressengestell 6 Niederhalter 8 Matrize

Bild 12: Universalprüfmaschine Schenk-Trebel RM40 mit gerüstetem Scherschneidwerkzeug

Verbindungsprüfung

Die Prüfung der mechanischen Eigenschaften der Schneidclinchverbindung erfolgt mit einer Universalprüfmaschine des Typs Z100 der Firma Zwick&Roell (siehe Bild 13). Die maximale Prüfkraft beträgt 100 kN. Dabei können Vorschubgeschwindigkeiten von 0,005 mm/min bis 600 mm/min eingestellt werden. Die Universalprüfmaschine verfügt über eine integrierte Kraft- und Wegmessung, welche mittels der Steuerungssoftware TestXpert 2.0 mit einer maximalen Frequenz von 500 Hz abgetastet wird. Für die Einspannung der Scherzugproben und der Prüfadapter für die Kreuzkopfzugprüfung werden einseitig schließende Hydraulikklemmbacken mit einer Schließkraft von 250 bar eingesetzt. Die Verbindungsprüfung erfolgt bei einer Prüfgeschwindigkeit von 10 mm/min.

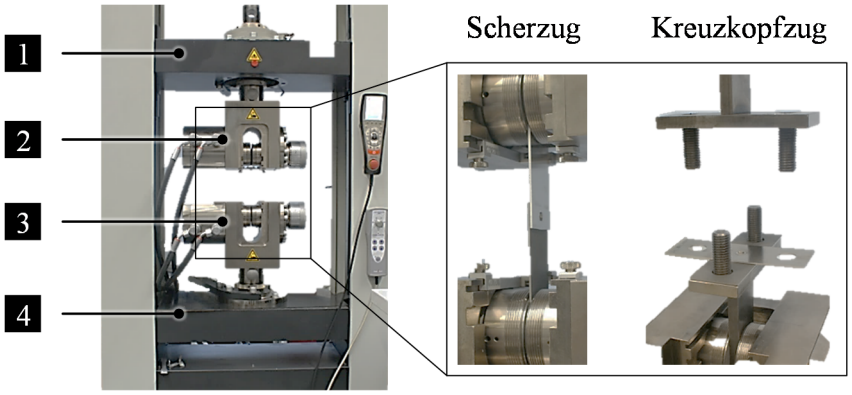


Bild 13: Universalprüfmaschine Zwick&Roell

4.1.2 Metallografie

Probenpräparation

Zur Analyse der geometrischen Kenngrößen einer Schneidclinchverbindung werden metallografische Untersuchungen durchgeführt. Hierfür werden Fügepunkte senkrecht zur Walzrichtung mit einem Trennschleifer des Typs Discotom 5 gesägt und in Epoxidharz eingebettet. Anschließend werden die Proben mit einer Schleifmaschine des Typs RotoPol-22 schrittweise geschliffen und poliert. Beginnend bei einer Körnung von 120 werden Schliffproben hierbei für die optische Vermessung von charakteristischen Kenngrößen bis zu einer Körnung von 800 geschliffen. Für die Detailanalyse einzelner Versuche werden außerdem mittels Diamantsuspension polierte Proben hergestellt.

Probenvermessung

Die mikroskopische Auswertung der Querschliffe wird mit einem Auflichtmikroskop des Typs VH-Z 100 der Firma Keyence durchgeführt. Hierfür werden Objektive mit 20- und 30-facher Vergrößerung eingesetzt und die Schliffbilder anschließend mittels Auswertesoftware optisch vermessen.

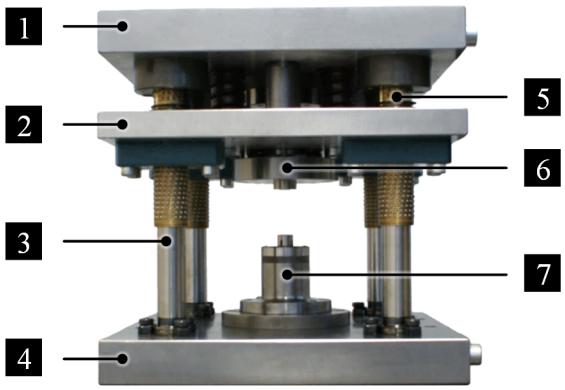
4.2 Schneidclinchwerkzeug für O-Gestell-Pressen

Basierend auf den bei der Entwicklung und Qualifizierung des Schneidclinchprozesses eingesetzten Schneidclinchwerkzeugen [18] wurde für die experimentelle Versuchsdurchführung ein für O-Gestell-Pressen angepasstes Werkzeugsystem entwickelt, um potentielle Störeinflüsse bei Werkzeugwechseln zu minimieren und somit die genauere Identifikation von Einflussgrößen zu ermöglichen. Im Folgenden werden der Werkzeugaufbau,

die Werkzeugkinematik, die Aktivelemente und die Möglichkeiten zur Werkzeugeinstellung beschrieben.

4.2.1 Werkzeugaufbau und -kinematik

Die Positionierungs- und Wiederholgenauigkeit des Schneidclinchwerkzeugs ist eine grundlegende Voraussetzung für die Durchführung von Variantenuntersuchungen. Bisherige Untersuchungen [18] verwenden für die experimentelle Versuchsdurchführung ein geteiltes Ober- und Unterwerkzeug, das für den praxisorientierten Einsatz auf C-Gestell-Pressen eingesetzt wird. Dabei lassen sich Störgrößen, wie die Verkippung des Werkzeugs und Schwankungen bei der Zustellung der Werkzeuge, nur bedingt reduzieren. Aus diesem Grund wurde für die grundlagenorientierte Prozessanalyse ein angepasstes Werkzeug für O-Gestell-Pressen, wie es in Bild 14 dargestellt ist, entwickelt.



1 Innenstempelplatte
2 Außenstempelplatte
3 Säulengestell
4 Bodenplatte
5 Kugelkäfig
6 Niederhalterplatte
7 Matrizeneinheit

Bild 14: Schneidclinchwerkzeug für O-Gestell-Pressen

Das angepasste Werkzeug setzt sich aus drei Hauptbaugruppen zusammen. Diese werden an Innenstempel-, Außenstempel- sowie Bodenplatte montiert. Die Koaxialität der Baugruppen wird über ein Säulengestell und den Einsatz von Kugelkäfigführungen gewährleistet. Die stempelseitigen Werkzeugkomponenten werden an Innen- und Außenstempelplatte sowie an der daran geführten Niederhalterplatte angebracht. Die Matrizeneinheit wird auf der Bodenplatte montiert. Die einzelnen Komponenten werden über Führungsbolzen positioniert. Diese Vorgehensweise erlaubt eine hohe Wiederholgenauigkeit bei Werkzeugwechseln zwischen unterschiedlichen Versuchsreihen.

Die wesentlichen Aktivelemente für den Schneidclinchprozess sind in Bild 15 genauer erläutert. Diese Werkzeugkomponenten haben im Prozessverlauf direkten Einfluss auf das Prozessergebnis. Im Folgenden wird dabei

zwischen stempelseitigen und matrizenseitigen Aktivelementen unterschieden. Die stempelseitigen Aktivelemente Innenstempel, Außenstempel und Niederhalter sind im Oberwerkzeug angebracht und zueinander geführt. Die matrizenseitigen Aktivelemente Matrize und Amboss sowie der für die Matrizentiefe ausschlaggebende Festanschlag sind im Unterwerkzeug über Führungsbolzen positioniert.

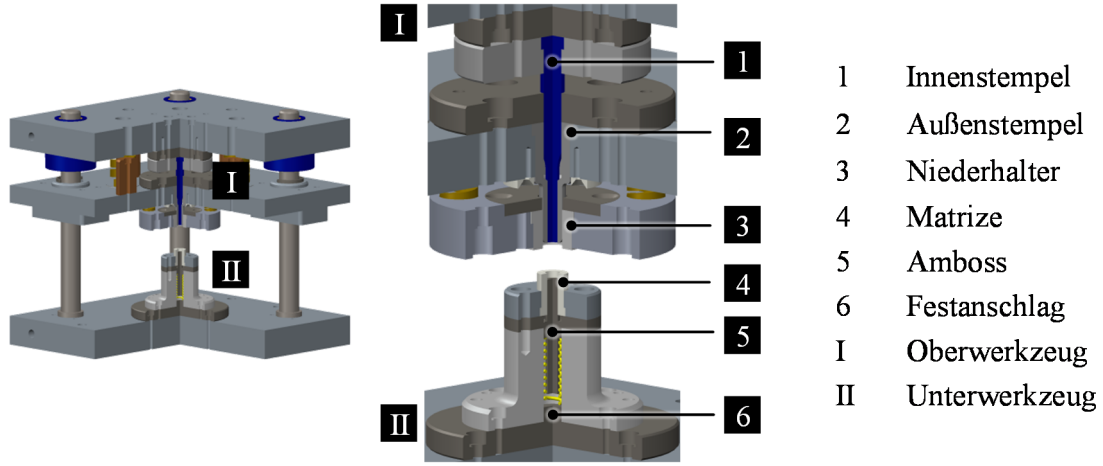


Bild 15: Aktivelemente des Schneidclinchprozesses

Das Schneidclinchwerkzeug wird zum aktuellen Zeitpunkt ausschließlich in einfachwirkenden Pressen eingesetzt. Im O-Gestell wird dabei nur der Innenstempel von der Presse angetrieben. Außenstempel, Niederhalter und Amboss sind über Federn gelagert. Die resultierende Werkzeugkinematik im Prozessverlauf ist in Bild 16 dargestellt.

Wie in Abschnitt 2.3.2 erläutert, beginnt der Prozess mit dem Positionieren und Klemmen der Fügewerkstoffe zwischen dem Niederhalter und der Matrize (siehe Bild 16 Teil a). Zu diesem Zeitpunkt sind sowohl der Niederhalter (F_{NV}) als auch der Außenstempel (F_{AV}) über eine definierte Federvorspannung mit dem Innenstempel verbunden. Der Amboss schließt bündig mit der Matrizenschneidkante ab und ist ebenfalls federnd gelagert. Durch das Verfahren der Presse (siehe Bild 16 Teil b) treten zunächst der Innenstempel und anschließend der Außenstempel in Kontakt mit den Fügepartnern. Abhängig von der gewählten Federvorspannung steigen dabei die Außenstempelkraft F_A und die Niederhalterkraft F_N an. Zusätzlich federt der Amboss infolge der Werkstoffdurchbiegung ein. Erreicht der Amboss die maximale Matrizentiefe (siehe Bild 16 Teil c), werden die Fügepartner zwischen Innenstempel und Amboss verpresst. Die geschlitzte Schneidmatrize öffnet sich hierbei leicht, wodurch ein radiales Hinterfließen des Fügepunktes ermöglicht wird. Nach Abschluss des Fügevorgangs (siehe Bild 16 Teil d) wird der Innenstempel zurück gefahren, die Federpakete

entspannen sich und der Schneidbutzen kann über die Ambossfeder ausgestoßen werden.

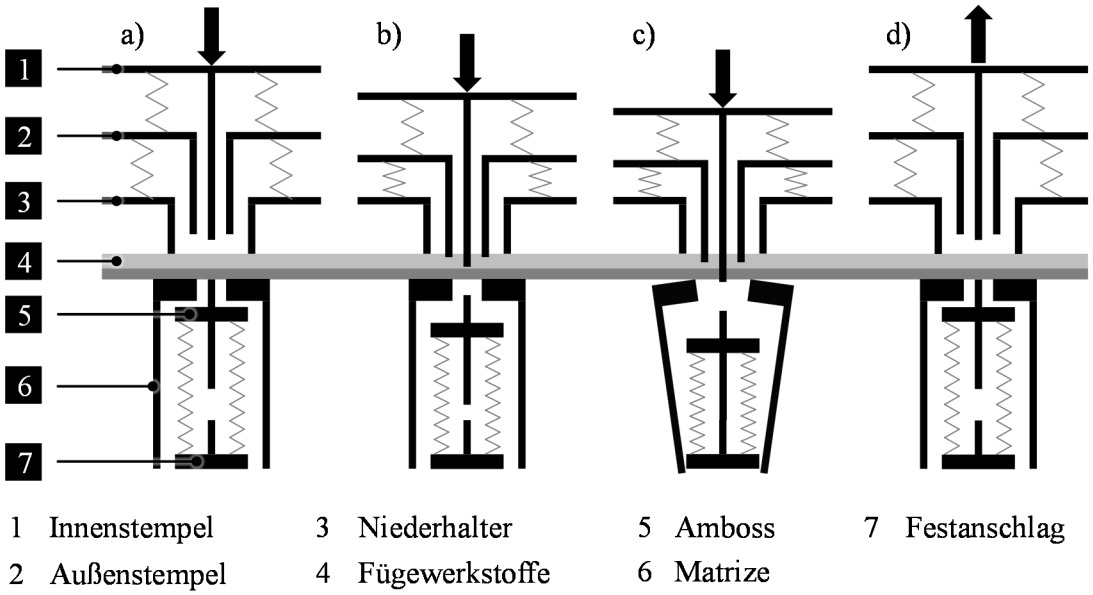
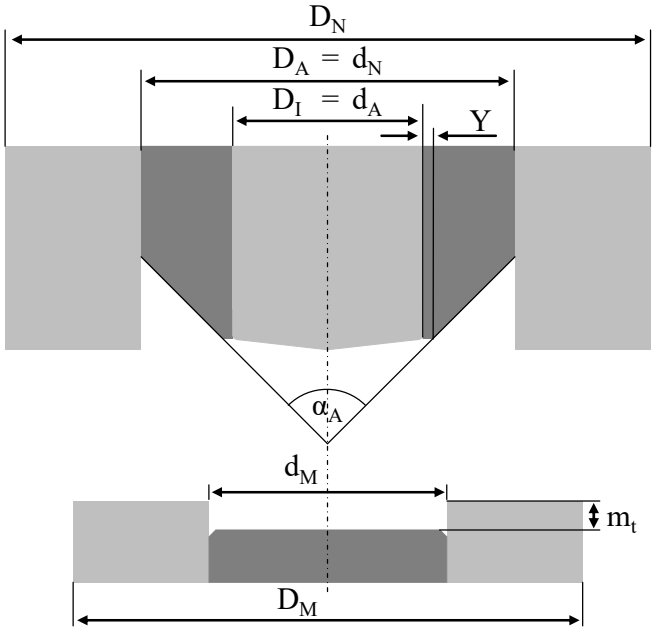


Bild 16: Werkzeugkinematik im Schneidclinchprozess nach [18]

4.2.2 Geometrische Kenndaten der Aktivelelemente

Die Geometrie der einzelnen Aktivelemente hat großen Einfluss auf den Schneidclinchprozess und die Schneidclinchverbindung [18]. Im Folgenden sind die wichtigsten geometrischen Kenndaten des verwendeten Schneidclinchwerkzeugs beschrieben und in Bild 17 grafisch dargestellt.

Die stempelseitigen Aktivelemente werden über den Niederhalterdurchmesser D_N, den Außenstempeldurchmesser D_A sowie den Innenstempeldurchmesser D_I beschrieben. Zusätzlich weist der Außenstempel eine definierte Wirkzonengeometrie auf. In bisherigen Arbeiten [75] wurde diese als halbkugelförmige Erweiterung der Innenstempelgeometrie ausgelegt. Basierend auf eigenen Voruntersuchungen wird in dieser Arbeit eine Kombination aus einer Stirnfase Y und einer angrenzenden Schräge mit definiertem Winkel α_A verwendet. Im Vergleich zur Kugelform zeigte diese Auslegung Vorteile bei der Werkzeugfertigung und erlaubte gleichzeitig eine gezielte Einflussanalyse der Außenstempelgeometrie. Aufgrund der vielfältigen Einflussparameter der stempelseitigen Aktivelemente wurde eine Nomenklatur für die Untersuchung des Schneidclinchprozesses eingeführt. Stempelvarianten werden durch die vier Kenndaten D_I-α_A-Y-d_N beschrieben. Die sonstigen Kenndaten werden als konstant definiert.



D_N Niederhalteraußendurchmesser
d_N Niederhalterinnendurchmesser
D_A Außenstempelaußendurchmesser
d_A Außenstempelinnendurchmesser
D_I Innenstempeldurchmesser
Y Außenstempelstirnfase
α_A Außenstempelöffnungswinkel
D_M Matrizenaußendurchmesser
d_M Matrizeninnendurchmesser
m_t Matrizentiefe

Nomenklatur für Stempelvariante:

D_I - α_A - Y - d_N

Nomenklatur für Matrize:

d_M-m_t

Bild 17: Geometrische Kenndaten der Aktivelemente

Die matrizenseitigen Aktivelemente werden durch den Matrizeninnendurchmesser d_M, den Matrizenaußendurchmesser D_M und die Matrizentiefe m_t beschrieben. Die Matrizentiefe wird über den Abstand von Amboss und Festanschlag definiert. Als Nomenklatur für die geometrischen Kenndaten der Matrize wird im Folgenden die Kombination aus Matrizeninnendurchmesser und Marizentiefe d_M-m_t verwendet.

4.2.3 Werkzeugeinstellung

Neben der Positioniergenauigkeit ist für die grundlagenwissenschaftliche Analyse des Schneidclinchprozesses eine hohe Genauigkeit bei der Einstellung des Schneidclinchwerkzeuges erforderlich. Um Störgrößen zu minimieren, wird deshalb nach Rüstoperationen eine Werkzeugkalibrierung, wie in Bild 18 dargestellt, durchgeführt.

Die wesentlichen Stellgrößen sind die Vorspannung des Außenstempels F_{AV} (siehe Bild 18 Teil a) und der Stempelversatz x_s (siehe Bild 18 Teil b) zwischen Innen- und Außenstempel. Bereits geringe Abweichungen bei der Stempelfertigung können Effekte bei der Variantenanalyse überdecken. Für die folgenden Untersuchungen wird das Schneidclinchwerkzeug deshalb über die in Bild 18 Teil c dargestellten Kurvenwendepunkte des Prozesskraftverlaufs kalibriert.

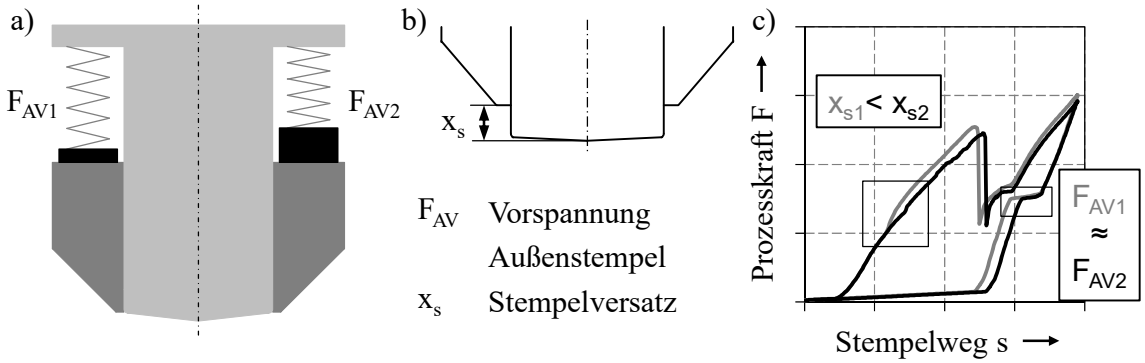


Bild 18: Vorgehensweise bei der Einstellung der Außenstempelfedervorspannung (a) und des Stempelversatzes (b) sowie bei der Werkzeugkalibrierung (c)

4.3 Versuchswerkstoffe

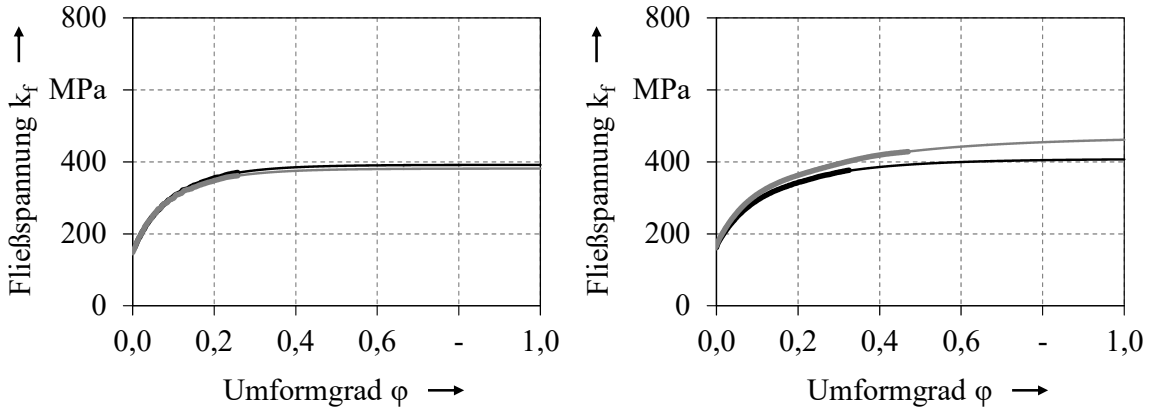
Für die experimentellen und numerischen Schneidclinchversuche werden stempelseitig Aluminiumlegierungen und matrizenseitig höchstfeste Stahlwerkstoffe eingesetzt. Für diese Fügewerkstoffe wurde eine umfangreiche Werkstoffcharakterisierung durchgeführt und sowohl mechanische Werkstoffkennwerte als auch das Fließverhalten ermittelt. Die Werkstoffeigenschaften wurden im uniaxialen Zugversuch bei Raumtemperatur geprüft. Die Dehnungen werden hierbei mit dem optischen Messsystem ARAMIS der Firma GOM erfasst. Hierfür werden Versuchsproben mit einem stochastischen Sprühmuster versehen, dessen Verschiebung während des Zugversuchs von CCD-Kameras aufgenommen wird [139]. Die einachsigen Zugversuche wurden nach den Prüf- und Dokumentationsrichtlinien VDA 239-300 [140] und SEP 1240 [141] durchgeführt. Hierfür wurde eine Universalprüfmaschine des Typs Z100 der Firma Zwick&Roell, wie sie in Abschnitt 4.1.1 beschrieben ist, eingesetzt. Die experimentellen Daten der Zugversuche ermöglichen die Berechnung der Fließkurven bis zur Gleichmaßdehnung. Um eine numerische Beschreibung des Werkstoffverhaltens auch bei höheren Umformgraden zu ermöglichen, ist die Approximation und Extrapolation der Messdaten erforderlich. Hierfür wird im Folgenden die mathematische Funktion nach Hockett-Sherby [142] verwendet, die eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen der Versuchswerkstoffe zeigt.

4.3.1 Stempelseitige Aluminiumwerkstoffe

Als stempelseitige Versuchswerkstoffe werden im Rahmen dieser Arbeit die zwei Aluminiumlegierungen AlMg4,5Mn0,7 und AlMg0,4Si1,2 eingesetzt, die eine hohe Relevanz für den Automobilbau haben [32] und gemäß der

geltenden Richtlinien [20] gut clinchbar sind. Der Aluminiumwerkstoff AlMg4,5Mn0,7 ist den naturharten 5000er Aluminiumlegierungen mit dem Hauptlegierungselement Magnesium zuzuordnen [33]. Die verwendete Blechcharge ist warmgewalzt und wird im weichgeglühten O-Zustand [143] eingesetzt. Die numerische Bezeichnung lautet AA5083. Der Aluminiumwerkstoff AlMg0,4Si1,2 ist Teil der 6000er Aluminiumlegierungen. Die numerische Bezeichnung der aushärtbaren Knetlegierung des AlMgSi-Systems ist AA6016. Die verwendete Blechcharge wird im lösungsgeglühten und kaltausgelagerten T4-Zustand [143] eingesetzt. Die sonstigen Lieferbedingungen entsprechen DIN EN 485-3 [144]. Die ermittelten Fließkurven und die mechanischen Eigenschaften der stempelseitigen Fügewerkstoffe sind in Bild 19 dargestellt.

Werkstoff	s_0 (mm)	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	A_g (%)	A_{80} (%)
AA5083-O	1,5	152 ±1	291 ±2	22,3 ±1,6	24,6 ±1,2
AA5083-O	2,0	147 ±1	285 ±1	20,1 ±0,7	23,7 ±1,1
AA6016 T4	1,25	161 ±1	279 ±1	23,4 ±0,1	28,6 ±0,2
AA6016 T4	2,0	166 ±1	296 ±1	25,3 ±0,2	30,6 ±0,2



AA5083-O (1,5 mm) Zugversuch
AA5083-O (1,5mm) Hocket-Sherby
AA5083-O (2,0 mm) Zugversuch
AA5083-O (2,0 mm) Hocket-Sherby

AA6016 T4 (1,25 mm) Zugversuch
AA6016 T4 (1,25 mm) Hocket-Sherby
AA6016 T4 (2,0 mm) Zugversuch
AA6016 T4 (2,0 mm) Hocket-Sherby

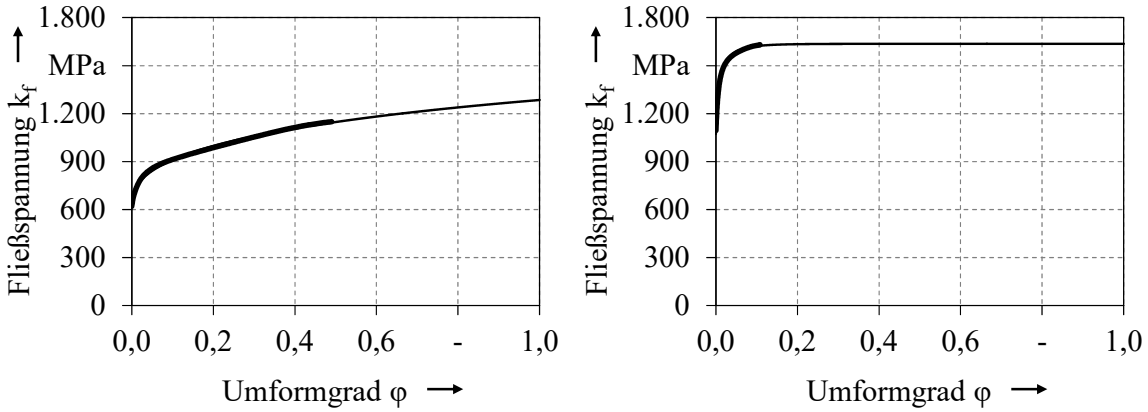
Bild 19: Werkstoffkennwerte und Fließkurven der stempelseitigen Fügewerkstoffe

4.3.2 Matrizenseitige Stahlwerkstoffe

Als matrizenseitige Versuchswerkstoffe werden im Rahmen dieser Arbeit die zwei höchstfesten Stahlwerkstoffe 1.0943 und 1.5528 eingesetzt. Beide Werkstoffe werden im Karosseriebau verwendet [145] und gelten nach

aktuellen Richtlinien als nicht clinchgeeignet [20]. Der Dualphasenstahl 1.0943 wird in der Kaltumformung eingesetzt und weist eine relativ hohe Umformbarkeit bei gleichzeitig hoher Festigkeit auf. Die erhöhte Bruchdehnung wird durch ein Gefüge aus ferritischer Grundmatrix und festigkeitssteigernden, martensitischen Einlagerungen ermöglicht [146]. Die numerische Bezeichnung nach DIN EN 10027-1 [147] lautet HCT780X. Der Vergütungsstahl 1.5528 mit der chemischen Bezeichnung 22MnB5 wird in der Automobilindustrie als Standardwerkstoff für sicherheitsrelevante Karosseriebauteile eingesetzt [148]. Die hohe Festigkeit und das gute Crashverhalten [149] wird im Umformprozess über eine vollständige martensitische Gefügeumwandlung im Presshärteprozess erreicht [150]. Im Rahmen dieser wissenschaftlichen Arbeit wird eine mit Aluminium-Silizium vorbeschichtete Werkstoffcharge der Firma ArcelorMittal mit der Handelsbezeichnung USIBOR 1500P® im pressgehärteten Zustand eingesetzt. Die mechanischen Eigenschaften der im weiteren Verlauf der Arbeit mit HCT780X und 22MnB5 bezeichneten matrizenseitigen Stahlwerkstoffe sind in Bild 20 dargestellt.

Werkstoff	s_0 (mm)	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	A_g (%)	A_{80} (%)
HCT780X	1,5	609 ±1	822 ±3	10,5 ±0,1	16,9 ±0,2
22MnB5*	1,5	1089 ±4	1492 ±4	6,1 ±0,3	7,7 ±0,3



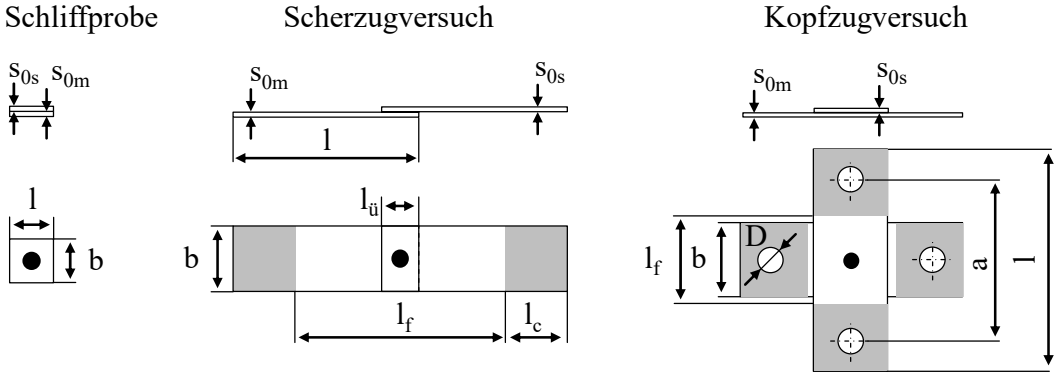
HCT780X Zugversuch
HCT780X Hocket-Sherby

22MnB5* Zugversuch
22MnB5* Hocket-Sherby
*pressgehärtet

Bild 20: Werkstoffkennwerte und Fließkurven der matrizenseitigen Fügewerkstoffe

4.3.3 Probengeometrien

Die für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Probengeometrien sind in Bild 21 dargestellt. Für metallografische Untersuchungen werden quadratische Blechzuschnitte mit einer Kantenlänge von 30 mm eingesetzt. Die Probengeometrie für Kopfzugversuche wird nach Merkblatt DVS-EFB 3480-1 [151] und für Scherzugversuche nach DIN ISO 16237 [152] ausgelegt. Um Randeinflüsse zu minimieren, wurde für Scherzugversuche eine Überlappungslänge $l_ü$ von 22 mm gewählt.



s_{0s}	Stempelseitige Blechdicke	b	Probenbreite	l_c	Einspannlänge
s_{0m}	Matrizenseitige Blechdicke	l_f	Freie Einspannlänge	D	Lochdurchmesser
l	Probenlänge	$l_ü$	Überlappungslänge	a	Lochabstand

Bild 21: Verwendete Probengeometrien

4.4 Simulationsprogramm

Die numerische Modellierung sowie die simulative Analyse des Schneidclinchprozesses erfolgt mit dem kommerziell verfügbaren Simulationsprogramm Simufact.forming der Simufact Engineering GmbH. Hierbei wird das Modul „Cold forming“ und die Softwareversion 12.0.1 verwendet. Das für die Massivumformung spezialisierte Programm erlaubt die flexible Einbindung von CAD-Modellen sowie die Abbildung der komplexen Prozesskinematik. Die verwendete Sofwareversion ermöglicht das Arbeiten mit dem normalisierten COCKROFT&LATHAM Versagenskriterium. Darüber hinaus erlaubt der implizite MSC.Marc-Solver sowohl das Löschen geschädigter Elemente, als auch die robuste Durchführung von Variantensimulationen mittels integriertem Neuvernetzer.

5 Entwicklung eines numerischen Modells des Schneidclinchprozesses

Ein wesentlicher Aspekt der wissenschaftlichen Untersuchungen dieser Arbeit ist die Analyse des Spannungszustandes beim indirekten Schneidprozess sowie die Analyse des Stoffflusses über den Prozessverlauf. Beides lässt sich im Realexperiment nicht oder nur eingeschränkt untersuchen, weshalb für die grundlagenorientierte Analyse des Schneidclinchprozesses die numerische Abbildung erforderlich ist. Im folgenden Kapitel werden das hierfür entwickelte numerische Modell und dessen Validierung vorgestellt.

5.1 Modellaufbau und -eigenschaften

Basierend auf vorangegangenen Untersuchungen [95] und vorhandener Literatur für die eingesetzte kommerzielle Simulationssoftware [153] wird ein zweidimensionales Simulationsmodell aufgebaut, das den axialsymmetrischen Schneidclinchprozess erstmals über den gesamten Prozessverlauf abbilden kann.

5.1.1 Herausforderungen

Die Simulation des einstufigen und kombinierten Trenn- und Umformprozesses setzt die Abbildung der komplexen Prozesskinematik sowie die stabile Vernetzung der Fügepartner voraus. Zudem stellt die Kontaktfindung zweier sich zueinander plastisch verformender Werkstücke, bei gleichzeitiger Implementierung einer schädigungsbasierten Werkstofftrennung, eine große Herausforderung bei der Simulationsentwicklung dar. Die gewählten Simulationsparameter müssen dabei sowohl für die Durchführung von Variantensimulationen als auch für die grundlagentechnische Analyse des Schneidclinchprozesses geeignet sein. Eine Übersicht über die wesentlichen Ziele bei der Simulationsauswertung ist in Bild 22 dargestellt. Die Auswertung geometrischer Merkmale und der Prozesskräfte dient dabei vorrangig der Validierung des numerischen Modells. Damit kann die Abbildungsgenauigkeit bei der Analyse des Trennprozesses und des Werkstoffflusses gewährleistet werden.

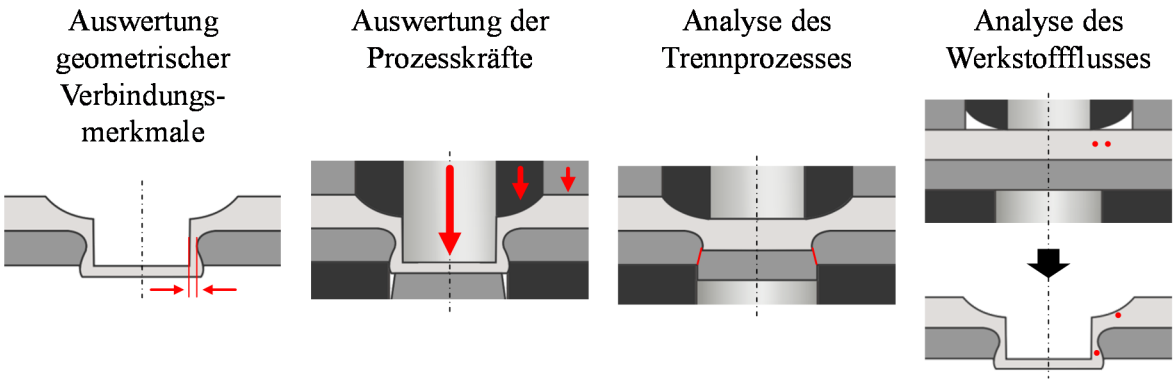


Bild 22: Auswertungsziele des numerischen Prozessmodells

5.1.2 Prozesskinematik und Vernetzung

Die Prozesskinematik wird entsprechend dem experimentellen Versuchsaufbau nachgebildet. Hierfür werden die in Abschnitt 4.2 beschriebenen Aktivelemente des Schneidclinchwerkzeugs in das numerische Modell implementiert. Wie in Bild 23 dargestellt, werden dabei, neben den geometrischen Kenndaten der Aktivelemente (siehe Abschnitt 4.2.2), auch die Federpakete von Außenstempel, Innenstempel und Amboss sowie die geschlitzte Matrize berücksichtigt. Durch die Kopplung des Außenstempels und des Niederhalters an die Vorschubbewegung des Innenstempels kann das Prinzip der einfach wirkenden Presse und der resultierenden Bewegung der anderen Aktivelemente numerisch nachgebildet werden (siehe Bild 16).

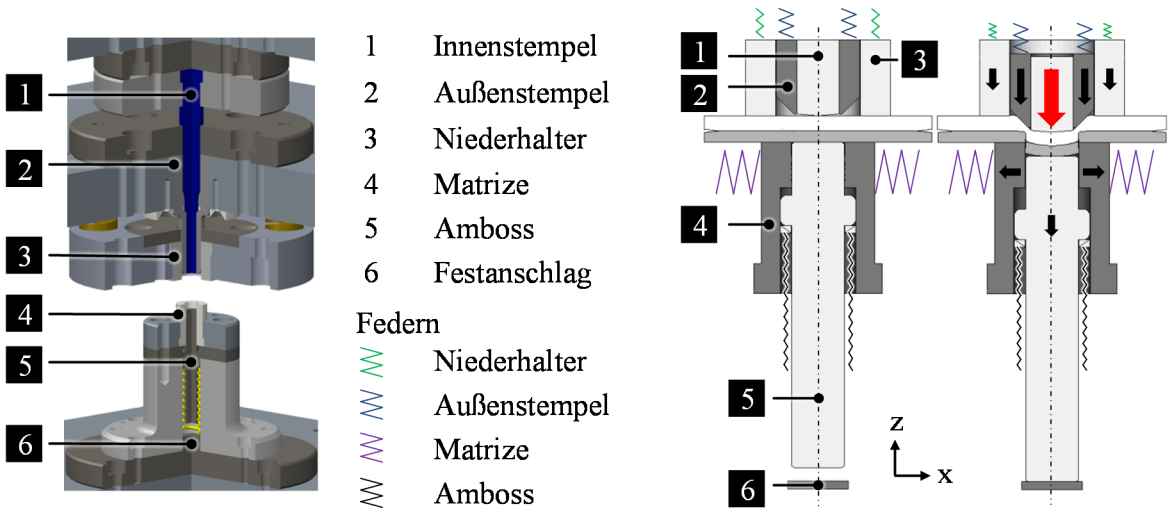


Bild 23: Numerische Abbildung der Prozesskinematik

Die Federraten des Außenstempels (c_A = 4600 N/mm), des Niederhalters (c_N = 1200 N/mm) und des Ambosses (c_{AM} = 350 N/mm) entsprechen den kumulierten Federpaketen des Versuchswerkzeugs. Die Federrate der geschlitzten Matrize (c_M = 9300 N/mm) wurde simulativ ermittelt. Der Innenstempel verfährt mit einer konstanten Geschwindigkeit von v = 1 mm/s.

Bei der Vernetzung des Schneidclinchmodells werden zwei grundlegende Ziele verfolgt. Zum einen ist es notwendig, die Fügezone der Schneidclinchverbindung sehr fein zu vernetzen, zum anderen muss aufgrund des hohen numerischen Aufwands von Mehrkörpersimulationen die Modellkomplexität reduziert werden. Zur Steigerung der Simulationsgeschwindigkeit werden deshalb Matrize, Niederhalter sowie Innen- und Außenstempel als starre Körper modelliert. Der Amboss wird rein elastisch berechnet, um die Kompressibilität des Werkzeugstahls beim Querfließpressen der Fügeverbindung zu berücksichtigen. Dabei wird eine Elementkantenlänge l_{el} von 0,43 mm verwendet. Die Fügewerkstoffe werden sehr fein vernetzt, wobei aufgrund der Kontaktberechnung zwischen beiden geometrischen Körpern ein Faktor von ca. 1,5 eingehalten wird [153]. Bereiche mit besonderer Relevanz, wie die Kontaktbereiche von Innen- und Außenstempel sowie die Bruchzone beim matrizenseitigen Fügepartner werden zusätzlich durch Verfeinerungsboxen stärker aufgelöst. Pro Stufe halbieren Verfeinerungsboxen die Elementlänge und vervierfachen somit die Elementanzahl. Die finalen Vernetzungseinstellungen für Amboss und Fügewerkstoffe sowie die gewählten Verfeinerungsboxen sind das Ergebnis einer umfangreichen Sensitivitäts- und Einflussanalyse und werden in Bild 24 dargestellt.

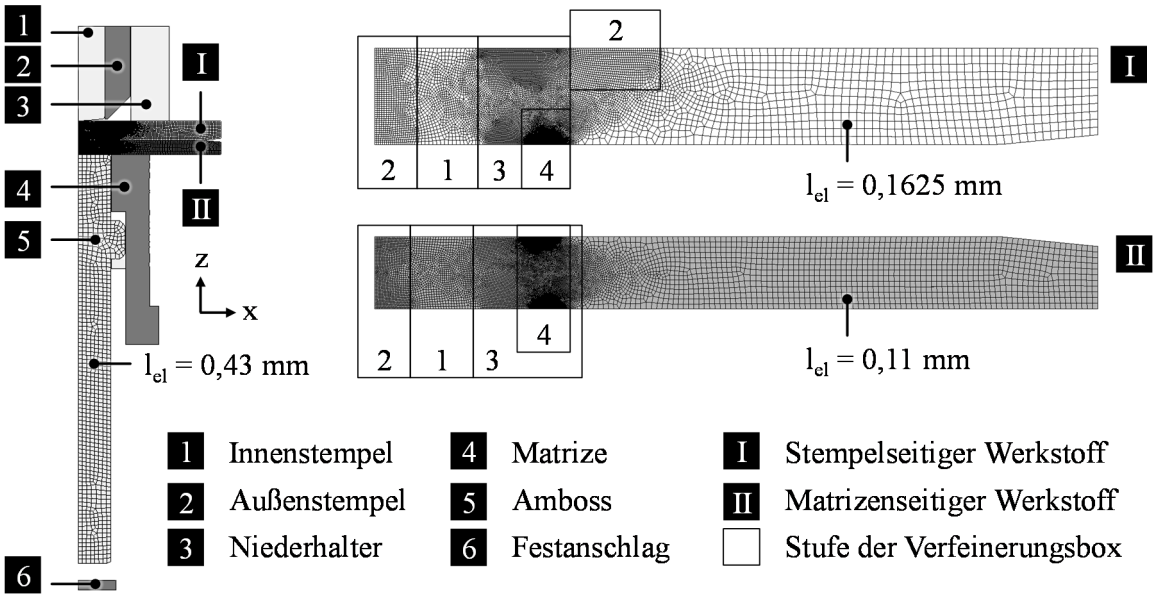


Bild 24: Vernetzungsparameter der Schneidclinchsimulation

Für den stempelseitigen Fügewerkstoff wird eine Grundvernetzung mit der Elementkantenlänge l_{el} = 0,1625 mm und für den matrizenseitigen Fügewerkstoff mit l_{el} = 0,11 mm gewählt. Bei beiden Werkstoffen werden Verfeinerungsboxen bis zu der Stufe vier eingesetzt, wobei die höchste Stufe im Bereich der späteren Bruchkante platziert wird. Die Wiedervernetzung erfolgt mit identischen Einstellungen.

5.1.3 Kontakt und Reibung

Die Kontaktdefinition und die Bestimmung von tribologischen Bedingungen haben entscheidenden Einfluss auf die Stabilität sowie die Abbildungsgenauigkeit des numerischen Schneidclinchmodells. Ähnlich den Vernetzungseinstellungen bedarf deren Ermittlung aber eines umfangreichen numerischen und experimentellen Versuchsprogramms. Die abschließend identifizierten Einstellungen werden im Folgenden genauer erläutert.

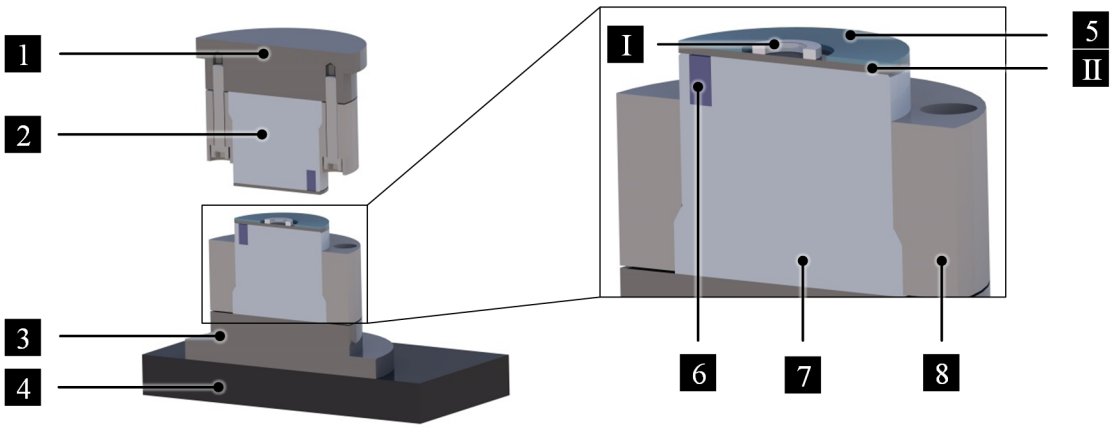
Tabelle 1: Kontakteinstellungen im numerischen Schneidclinchmodell

Vernetzter Körper	Kontaktpartner	Kontakttoleranz [mm]	Bias-Faktor
Stempelseitiger Werkstoff	Stempelseitiger Werkstoff	0,009	0,95
	Innenstempel	0,003	0,95
	Außenstempel	0,003	0,95
	Niederhalter	0,002	0,95
	Matrize	0,003	0,95
Matrizenseitiger Werkstoff	Stempelseitiger Werkstoff	0,0009	0,95
	Matrizenseitiger Werkstoff	0,0009	0,95
	Amboss	0,0015	0,95
	Matrize	0,0015	0,95
Amboss	Festanschlag	0,0025	0,95

Für die Kontaktfindung zwischen vernetzten- und nicht vernetzten Werkzeug- und Werkstückkomponenten (siehe Abschnitt 5.1.2) wird auf die Kontaktmethode *Knoten zu Segment* zurückgegriffen. Hierbei überprüft ein Kontaktalgorithmus alle Knoten eines finiten Elements auf dessen Kontakt

mit den Oberflächen anderer Simulationsobjekte. Die Oberflächen von starren Körpern werden dabei durch Kurven und die von deformierbaren Körpern durch Oberflächenknoten definiert. Zur Reduktion des Berechnungsaufwands werden in Kontakt stehende Objekte zusätzlich über eine Kontakttabelle eingeschränkt. Für die Schneidclinchsimulation ist es hierbei von besonderer Bedeutung, den Eigenkontakt der Werkstückkomponenten zu integrieren. Dieser erlaubt den Kontakt des Schneidbutzens und des matrizenseitigen Fügepartners nach dem indirekten Schneidprozess. Um eine stabile Variantensimulation zu ermöglichen, werden bei der Simulationsentwicklung zusätzliche Kontakttoleranzen zwischen den Simulationsobjekten sowie ein Bias-Faktor zur Verschiebung des Kontakttoleranzbereichs in Richtung der Objektmitte empirisch ermittelt. Die Kontaktbedingungen sind in Tabelle 1 aufgelistet.

Für die Untersuchung der tribologischen Bedingungen beim Schneidclinchen können etablierte Laborversuche, aufgrund des komplexen tribologischen Systems zwischen den Fügepartnern, nicht eingesetzt werden. Deshalb wurden eigens für den Schneidclinchprozess adaptierte Ringstauchversuche [154] durchgeführt. Der Versuchsaufbau erlaubt sowohl die Berücksichtigung der hohen Flächenpressung im Bereich der Fügezone als auch die Abbildung der Kontaktbedingungen zwischen den Fügewerkstoffen. Das verwendete Werkzeugsystem ist in Bild 25 dargestellt.



1	Adapter	4	Grundplatte	7	Matrize	I	AA6016, s_0 = 2,0 mm
2	Stempel	5	Festanschlag	8	Spannring	II	22MnB5, s_0 = 1,5 mm
3	Adapter	6	Magnet				

Bild 25: Adaptierter Ringstauchversuch für den Schneidclinchprozess nach [154]

Auf Basis der Ringstauchversuche wurden Eingangsdaten für die simulative Abbildung des tribologischen Systems mittels numerischer Identifikation ermittelt. Unter Verwendung des Coulombschen Reibzahlmodells konnte eine gute Übereinstimmung von numerischen und experimentellen Ringstauchergebnissen für hohe Reibzahlen nachgewiesen werden. Die Übertragbarkeit dieser Erkenntnisse auf die Schneidclinchsimulation wurde durch die Gegenüberstellung von Mikrohärtemessungen experimenteller Schneidclinchproben und der simulativ ermittelten Kaltverfestigungen in der Fügezone gezeigt. Hierbei stimmten experimentelle und simulative Schneidclinchverbindungen für $\mu = 0{,}5$ sehr gut überein [102]. Für die folgenden numerischen Untersuchungen wird deshalb eine globale Reibzahl von $\mu = 0{,}5$ verwendet.

5.1.4 Modellierung der indirekten Scherschneidoperation

Für die numerische Abbildung der Trennoperation im Schneidclinchprozess werden die Werkstoffkarten des Modells angepasst. Die verwendeten Fügewerkstoffe werden elastisch-plastisch modelliert, wobei das plastische Verhalten durch die in Abschnitt 4.3 dargestellten Fließkurven beschrieben wird. Des Weiteren wird das isotrope Werkstoffmodell nach von Mises [155] verwendet. Sonstige mechanische und thermische Werkstoffeigenschaften werden der Literatur entnommen. Nach Prüfung verschiedener mikromechanischer und makromechanischer Schädigungsmodelle werden für die Werkstoffkarten der matrizenseitigen Fügepartner zusätzlich kritische Schädigungswerte für das normalisierte COCKROFT&LATHAM Schädigungskriterium [129], wie es in Abschnitt 2.4.3 beschrieben wurde, festgelegt. Die hierzu entwickelte Vorgehensweise wird im Folgenden erläutert.

Die kritischen Schädigungswerte für die Schneidclinchsimulation werden sowohl werkstoff- als auch prozessspezifisch mittels numerischem Identifikationsverfahren ermittelt. Hierfür werden numerische Ergebnisse von beiden matrizenseitigen Fügepartnern HCT780X und 22MnB5 mit experimentellen Untersuchungsergebnissen gegenübergestellt und der kritische Schädigungswert schrittweise angepasst, bis eine qualitative Übereinstimmung von Simulation und Experiment erreicht wird. Als Bewertungskriterium wird die Schnittflächenausbildung der Schneidclinchverbindung verwendet. Insbesondere die geometrische Ausprägung des Kanteneinzugsbereichs reagiert sensitiv auf den kritischen Schädigungswert. In Bild 26 ist das numerische Identifikationsverfahren des kritischen Schädigungswertes für die Werkstoff-paarung aus stempelseitigem AA6016 und matrizenseitigem 22MnB5 dargestellt.

Die Ergebnisse zeigen, dass für einen kritischen Schädigungswert von C_{krit} = 0,8 die qualitative Übereinstimmung der simulativ und experimentell ermittelten Schnittflächen am größten ist. Bei identischer Vorgehensweise wird für die Werkstoffkombination aus stempelseitigem AA6016 und matrizenseitigem HCT780X ein kritischer Schädigungswert von C_{krit} = 1,1 ermittelt.

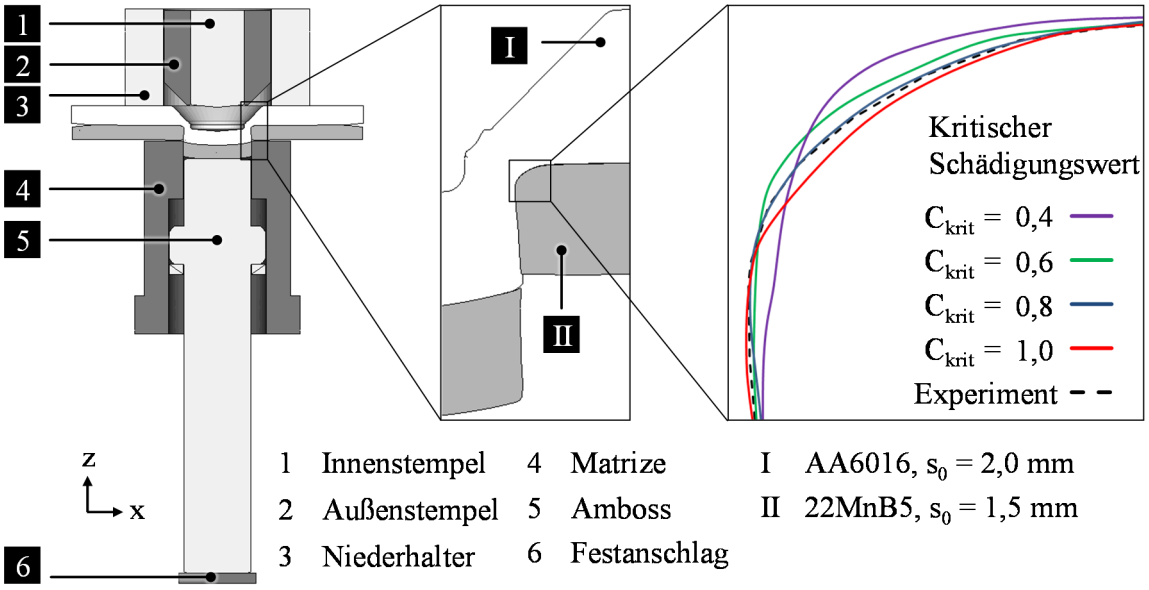


Bild 26: Numerische Identifikation von Schädigungsparametern

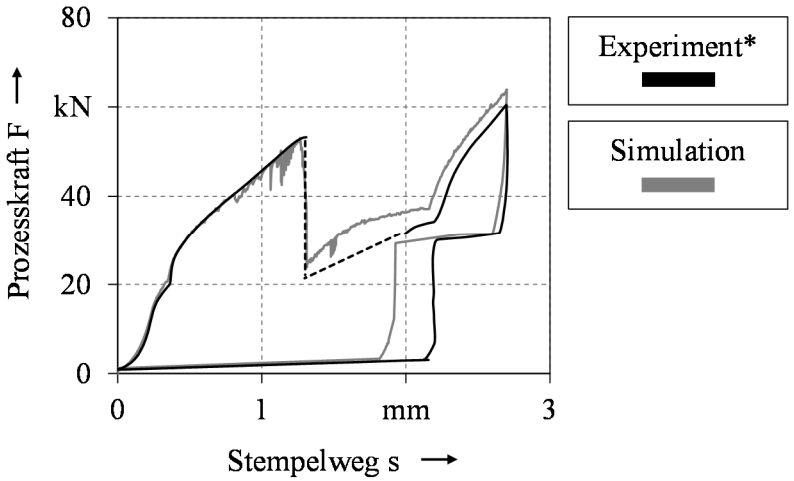
5.2 Validierung der Simulation

Die Validierung des numerischen Schneidclinchmodells erfolgt durch die Gegenüberstellung von experimentellen und simulativen Ergebnissen. Im Unterschied zum numerischen Identifikationsverfahren der kritischen Schädigungswerte wird hierfür, zusätzlich zu den geometrischen Kenndaten des Fügeergebnisses und als Mehrwert zu bisher existierenden numerischen Modellen des Schneidclinchprozesses, auch der gesamte Prozessverlauf analysiert. Im Folgenden werden Validierungsergebnisse für repräsentative Fügewerkstoffkombinationen mit matrizenseitigem 22MnB5 und HCT780X erläutert.

5.2.1 Werkstoffkombination AA6016 und 22MnB5

Die Validierung des numerischen Modells für die Fügewerkstoffkombination aus stempelseitigem AA6016 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 2,0 mm und matrizenseitigem 22MnB5 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 1,5 mm ist in Bild 27 und Bild 28 dargestellt. Hierbei werden der Prozesskraftverlauf und die

Fügepunktausbildung zunächst qualitativ gegenübergestellt. Anschließend wird die Abweichung der quantitativen Kennwerte des Kraft-Weg-Verlaufs sowie der Fügepunktgeometrie und der Schnittkantengeometrie berechnet. Um den Vergleich der simulativ und experimentell ermittelten Prozesskräfte zu ermöglichen, werden die experimentell ermittelten Stempelwege analytisch um die Auffederung der Maschinen- und Werkzeugkomponenten korrigiert.



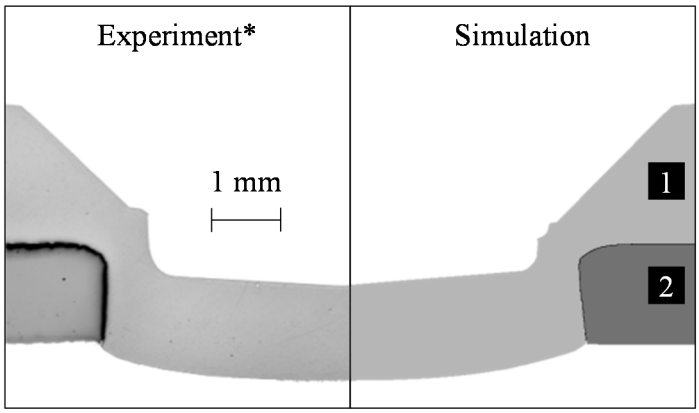
Kennwert	Experiment* (n = 3)	Simulation	Abweichung
F_S	53,2 kN	53,0 kN	- 0,4 %
s_S	1,31 mm	1,27 mm	- 3,1 %
F_F	60,4 kN	63,9 kN	+ 5,8 %

Fügewerkstoffe
1. AA6016 (2,0 mm) 2. 22MnB5 (1,5 mm)
Stempelvariante
5,6-90°-0,3-11 F_{AV} = 29 kN F_{NV} = 1 kN
Matrizenvariante
7,0-1,8
Stempelweg
2,7 mm (Simulation) 3,4 mm (Experiment*) *korrigiert um Werkzeugauffederung
Reibzahl
μ = 0,5
Schädigungsgrenzwert
C_{krit} = 0,8

Bild 27: Validierung des numerischen Modells für matrizenseitigen 22MnB5 - Prozesskraft

Die dargestellten Kraft-Weg-Verläufe (siehe Bild 27) zeigen eine gute Übereinstimmung zu den in Abschnitt 2.3.2 vorgestellten charakteristischen Prozessabschnitten, wobei insbesondere der Aufbau der Schneidkraft durch Innen- und Außenstempel bis zum indirekten Schneiden des 22MnB5 sehr gut abgebildet wird. Die geringen prozentualen Abweichungen bei der Schneidkraft F_S von 53,2 kN im Experiment und 53,0 kN in der Simulation sowie dem Schneidweg s_S von 1,31 mm im Experiment und 1,27 mm in der Simulation sind von großer Bedeutung für die realitätsnahe numerische

Analyse des indirekten Schneidprozesses. Das Durchsetzen der Fügewerkstoffe in die resultierende Fügezone sowie der Kraftanstieg beim Querfließpressen des stempelseitigen Fügewerkstoffs werden, trotz eines geringen Versatzes von wenigen Kilonewton, durch das numerische Modell gut abgebildet. Die resultierende maximale Fügekraft F_F von 60,4 kN im Experiment und 63,9 kN in der Simulation weicht dabei nur um 5,8 % voneinander ab. Diese hohe Abbildungsgenauigkeit erlaubt deshalb die Analyse des Umformprozesses und des resultierenden Werkstoffflusses über den gesamten Prozessverlauf. Das Öffnen der Werkzeugkomponenten sowie das Entspannen der Federpakete des Außenstempels und des Niederhalters lassen sich ebenfalls im numerischen Modell abbilden. Der parallele Versatz beim Abbau der Außenstempelvorspannkraft hat dabei keinen Einfluss auf die Prozessanalyse und resultiert aus der Verwendung von starren Werkzeugkomponenten sowie der damit verbundenen unterschätzten Einfederung von Innen- und Außenstempel.



Kennwert	Experiment* (n = 3)	Simulation	Abweichung
t_w	0,79 mm	0,74 mm	- 6,3 %
t_n	0,62 mm	0,70 mm	+ 12,9 %
t_b	1,35 mm	1,44 mm	+ 6,7 %
f	0,09 mm	0,07 mm	- 22,2 %
h	0,60 mm	0,59 mm	- 1,7 %
β'	5,3°	4,7°	- 11,3 %
h_E	0,31 mm	0,33 mm	+ 6,5 %
h_B	1,17 mm	1,13 mm	- 3,4 %

Fügewerkstoffe
1. AA6016 (2,0 mm) 2. 22MnB5 (1,5 mm)
Stempelvariante
5,6-90°-0,3-11 F_{AV} = 29 kN F_{NV} = 1 kN
Matrizenvariante
7,0-1,8
Stempelweg
2,7 mm (Simulation) 3,4 mm (Experiment*) *korrigiert um Werkzeugauffederung
Reibzahl
μ = 0,5
Schädigungsgrenzwert
C_{krit} = 0,8

Bild 28: Validierung des numerischen Modells für matrizenseitigen 22MnB5 - Geometrie

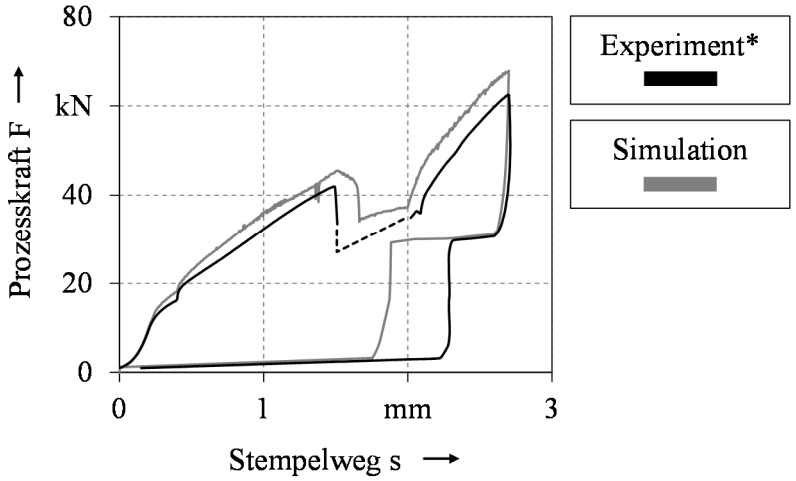
Die qualitative Gegenüberstellung der metallografisch und numerisch ermittelten Fügepunktgeometrie weisen ebenfalls die gute Abbildungsgenauigkeit des numerischen Modells nach (siehe Bild 28). Sowohl der Schnittkantenverlauf als auch die Größenverhältnisse im Bodenbereich des Fügepunktes stimmen überein. Das simulativ prognostizierte Werkstoffvolumen in der Fügezone kann somit für die Prozessanalyse der Umformoperation verwendet werden. Der quantitative Vergleich der geometrischen Fügepunktkenndaten weist dabei absolute Abweichungen im Mikrometerbereich nach. Insbesondere die Abbildungsgenauigkeit des Hinterschnitts f, mit einem Unterschied zwischen Simulation und Experiment von 0,02 mm, liegt innerhalb der Messgenauigkeit des verwendeten Auflichtmikroskops. Weitere für die Fügepunktanalyse wichtige Kenndaten, wie die Wangendicke t_w mit 0,79 mm im Experiment und 0,74 mm in der Simulation sowie die Halsdicke t_n mit 0,62 mm im Experiment und 0,70 mm in der Simulation, belegen ebenfalls eine gute Übereinstimmung. Die vorhandenen Differenzen lassen sich, wie auch beim Prozesskraftverlauf, durch die als starr definierten Werkzeugkomponenten erklären und sind für die numerische Prozessanalyse tolerierbar. Die geometrischen Schnittkantenkenngrößen bestätigen den im numerischen Identifikationsverfahren ermittelten kritischen Schädigungswert von C_{krit} = 0,8 für eine Werkstoffkombination mit matrizenseitigem 22MnB5.

5.2.2 Werkstoffkombination AA6016 und HCT780X

Die Validierung des numerischen Modells für die Fügewerkstoffkombination aus stempelseitigem AA6016 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 2,0 mm und matrizenseitigem HCT780X mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 1,5 mm ist in Bild 29 und Bild 30 dargestellt. Entsprechend der Vorgehensweise bei matrizenseitigem 22MnB5 werden hierbei quantitative und qualitative Merkmale des Prozessverlaufs und der geometrischen Fügepunktausbildung aus numerischen und experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt.

Die dargestellten Kraft-Weg-Verläufe (siehe Bild 29) zeigen eine gute Übereinstimmung, wobei das Simulationsmodell die Prozesskraft leicht überschätzt. Im Vergleich zum matrizenseitigen Vergütungsstahl wird dabei aber sowohl die geringere Schneidkraft F_S von 41,9 kN (Simulation = 45,5 kN), der längere Schneidweg s_S von 1,50 mm (Simulation = 1,52 mm) als auch die nahezu gleichbleibende Fügekraft F_F von 62,5 kN (Simulation = 67,9 kN) vom numerischen Modell abgebildet. Der duktilere matrizenseitige Dualphasenstahl führt dabei zu einer relativen Abweichung der Schneidkraft F_S von 8,6 % gegenüber dem experimentellen Versuch. Der Eintritt des Versagens und somit der Schneidweg s_S weicht hingegen nur um 1,3 % ab. Der

Prozesskraftverlauf, der Aufbau der Schneidkraft durch Innen- und Außenstempel sowie das Durchsetzen der Fügepartner und das Querfließpressen der stempelseitigen Aluminiumlegierung weisen wie beim matrizenseitigen 22MnB5 einen geringen Parallelversatz von wenigen Kilonewton auf. Dieser Unterschied kann durch die starren Werkzeuge und deren unterschätzte elastische Deformation erklärt werden. Die resultierende maximale Fügekraft F_F weicht dabei um weiterhin gute 8,6 % vom experimentellen Wert ab. Der Kraftbedarf beim Entspannen der Federpakete von Außenstempel und Niederhalter wird mit einer hohen Deckungsgenauigkeit von unter einem Kilonewton numerisch erfasst.



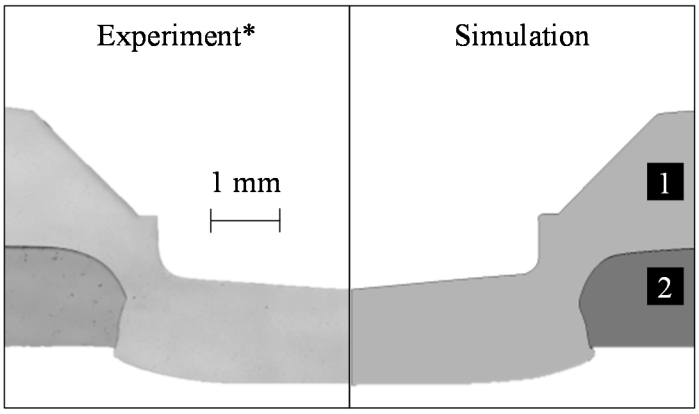
Kennwert	Experiment* (n = 3)	Simulation	Abweichung
F_S	41,9 kN	45,5 kN	+ 8,6 %
s_S	1,50 mm	1,52 mm	+ 1,3 %
F_F	62,5 kN	67,9 kN	+ 8,6 %

Fügewerkstoffe
1. AA6016 (2,0 mm) 2. HCT780X (1,5 mm)
Stempelvariante
5,6-90°-0,3-11 F_{AV} = 29 kN F_{NV} = 1 kN
Matrizenvariante
7,0-1,8
Stempelweg
2,7 mm (Simulation) 3,4 mm (Experiment*) *korrigiert um Werkzeugauffederung
Reibzahl
μ = 0,5
Schädigungsgrenzwert
C_{krit} = 1,1

Bild 29: Validierung des numerischen Modells für matrizenseitigen HCT780X - Prozesskraft

Die Gegenüberstellung von experimentellen Schliffbildern und Simulationsergebnissen belegt auch bei matrizenseitigem Dualphasenstahl die hohe Qualität des numerischen Modells (siehe Bild 30). Im Vergleich zu Simulationen mit matrizenseitigem 22MnB5 werden dabei sowohl der größere Hinterschnitt f von 0,17 mm (Simulation = 0,20 mm) als auch das deutlich geänderte Verhältnis zwischen einem höheren Kanteneinzug

h_E von 0,76 mm (Simulation = 0,68 mm) und einer kleineren Bruchzone h_B von 0,70 mm (Simulation = 0,75 mm) vom numerischen Modell erfasst. Die relative Abweichung der Halsdicke t_n von 15,1 % und des Hinterschnitts f von 17,6 % folgen aus den geringen absoluten Meßwerten und den Herausforderungen der metallografischen Probenpräparation bei rotationssymmetrischen Fügepunkten. Insgesamt wird der werkstoffseitige Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners vom numerischen Modell sehr gut erfasst. Die Abbildungsgenauigkeit der Wangendicke t_w von 0,91 mm im Experiment und 0,92 mm in der Simulation sowie des Bruchwinkels β‘ und der Punkthöhe h steigt im Vergleich zu matrizenseitigem Vergütungsstahl sogar leicht an. Die geometrischen Schnittkantenkenngrößen bestätigen den im numerischen Identifikationsverfahren ermittelten kritischen Schädigungswert von C_{krit} = 1,1 sowie die mittels adaptiertem Ringstauchversuch identifizierte hohe Reibzahl von μ = 0,5 für eine Werkstoffkombination mit matrizenseitigem HCT780X.



Kennwert	Experiment* (n = 3)	Simulation	Abweichung
t_w	0,91 mm	0,92 mm	+ 1,1 %
t_n	0,53 mm	0,61 mm	+ 15,1 %
t_b	1,39 mm	1,44 mm	+ 5,6 %
f	0,17 mm	0,20 mm	+ 17,6 %
h	0,56 mm	0,56 mm	± 0,0 %
β'	12,5°	11,3°	- 9,6 %
h_E	0,76 mm	0,68 mm	- 10,5 %
h_B	0,70 mm	0,75 mm	+ 7,1 %

Fügewerkstoffe
1. AA6016 (2,0 mm) 2. HCT780X (1,5 mm)
Stempelvariante
5,6-90°-0,3-11 F_{AV} = 29 kN F_{NV} = 1 kN
Matrizenvariante
7,0-1,8
Stempelweg
2,7 mm (Simulation) 3,4 mm (Experiment*) *korrigiert um Werkzeugauffederung
Reibzahl
μ = 0,5
Schädigungsgrenzwert
C_{krit} = 1,1

Bild 30: Validierung des numerischen Modells für matrizenseitigen HCT780X - Geometrie

5.2.3 Bewertung des numerischen Modells

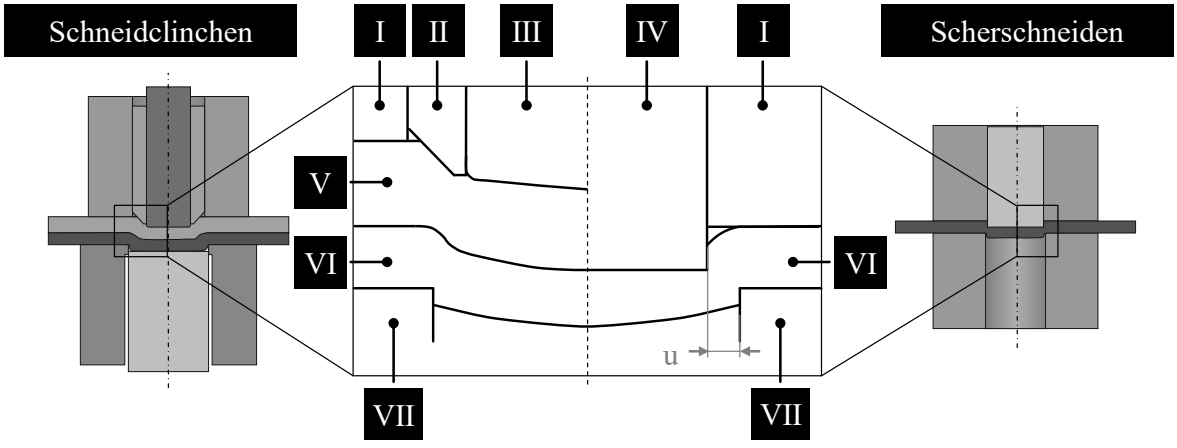
Die Validierung der Schneidclinchsimulation weist eine gute Abbildungsgenauigkeit von Prozessverlauf und geometrischer Fügepunktausbildung nach. Durch den Vergleich der in Bild 27 bis Bild 30 dargestellten experimentellen und simulativen Untersuchungsergebnisse wird deutlich, dass sowohl der Schneidclinchprozess an sich als auch der Einfluss verschiedener matrizenseitiger Fügewerkstoffe auf das Prozessergebnis durch das numerische Modell prognostiziert werden kann. Das Simulationsmodell des Schneidclinchens ist somit sowohl für die Analyse des kombinierten Trenn- und Umformprozesses als auch für die Einflussanalyse verschiedener Werkstoffpaarungen geeignet.

6 Analyse des kombinierten Trenn- und Umformprozesses

Im Folgenden werden die Prozessanalyse der kombinierten Trenn- und Umformoperation im Schneidclinchprozess sowie die dabei identifizierten wesentlichen Prozesseinflüsse vorgestellt. Als repräsentative Fügewerkstoffkombinationen werden dazu die Werkstoffpaarungen aus stempelseitigem AA6016 und matrizenseitigem 22MnB5 und HCT780X untersucht.

6.1 Indirekter Scherschneidprozess

Der indirekte Scherschneidprozess beim Schneidclinchen unterscheidet sich in wesentlichen Merkmalen vom konventionellen Scherschneiden. Wie in Bild 31 dargestellt, kommen dabei unterschiedliche Werkzeugkomponenten zum Einsatz.



I	Niederhalter	IV	Schneidstempel	VII	Matrize
II	Außenstempel	V	Fügewerkstoff	u	Schneidspalt
III	Innenstempel	VI	Schneidgut		

Bild 31: Gegenüberstellung der Schneidoperation beim Schneidclinchen und Scherschneiden

Das Schneidgut wird bei beiden Verfahren zwischen einem Niederhalter und einer Matrize geklemmt, jedoch erfolgt die Krafteinleitung beim Scherschneiden, wie in Abschnitt 2.3.1 erläutert, über den direkten Kontakt mit einem Schneidstempel. Der senkrechte Abstand von Matrize und Schneidstempel wird dabei als Schneidspalt u bezeichnet. Im Schneidclinchprozess

erfolgt die Krafteinleitung durch den geteilten Innen- und Außenstempel, wobei die Schneidkraft über den stempelseitigen Fügewerkstoff indirekt auf das matrizenseitig positionierte Schneidgut übertragen wird. Die Auswirkungen dieser Prozessunterschiede lassen sich anhand der geometrischen Kenndaten der Schnittfläche sowie den Kraft-Weg-Verläufen qualitativ und quantitativ bewerten. Im Folgenden werden deshalb Untersuchungsergebnisse zum direkten und indirekten Scherschneiden gegenübergestellt. Neben dem Schneidspalt beim direkten Schneiden und dem Innenstempeldurchmesser beim Schneidclinchen wird hierbei der Einfluss des Schneidguts separat bewertet. Des Weiteren wird das in Kapitel 5 vorgestellte numerische Modell verwendet, um die vorliegenden Spannungskomponenten beim indirekten Scherschneidprozess zu identifizieren.

6.1.1 Schnittflächengeometrie

Ein wesentlicher Punkt bei der Untersuchung von Schneidprozessen ist die Analyse der resultierenden Schnittflächen. Die geometrische Schnittflächenausbildung beim Schneidclinchen und beim direkten Scherschneiden wird deshalb in Bild 32 zunächst qualitativ und in Bild 33 quantitativ verglichen. Hierfür werden Untersuchungsergebnisse von repräsentativen Werkzeug- und Prozessparametern gegenübergestellt.

Bei beiden Schneidprozessen wird eine Schneidmatrize mit einem Durchmesser d_M = 7,0 mm eingesetzt. Die Stempelwege werden so gewählt, dass eine vollständige Werkstoffdurchtrennung vorliegt und der Schneidbutzen aus dem Prozess ausgetrieben ist. Beim Schneidclinchen wird anschließend der stempelseitige Fügewerkstoff entfernt. Die Niederhaltervorspannung wird mit F_{NV} = 1 kN bei beiden Prozessen konstant gehalten. Das Schneidgut beim Scherschneiden entspricht dem matrizenseitigen Fügepartner beim Schneidclinchen. Nachfolgend wird hierbei zunächst eine Fügewerkstoffkombination aus stempelseitigem AA6016 mit einer Ausgangsblechdicke von s_0 = 2,0 mm und matrizenseitigem 22MnB5 mit einer Ausgangsblechdicke von s_0 = 1,5 mm untersucht. Die Vorspannung des Außenstempels wird bei der Analyse des indirekten Schneidprozesses mit F_{AV} = 29 kN konstant gehalten.

In Bild 32 sind deutliche Unterschiede hinsichtlich der Schnittflächenausbildung beim Schneidclinchen (Stempelvariante: 5,4-90°-0,3-9) und beim direkten Scherschneiden (Stempelvariante: u/s_0 = 20 %) erkennbar. Hierbei zeigt sich bereits bei der qualitativen Gegenüberstellung der Schnittflächen eine höhere Schnittflächenqualität des schergeschnittenen 22MnB5. Neben einer deutlichen Aufrauhung der indirekt geschnittenen Bruchfläche ist nur beim Scherschneiden ein Glattschnittanteil erkennbar. Die vergrößerten

Schnittkanten bestätigen diesen Eindruck. Beim Schneidclinchen schließt die Bruchzone direkt an den Kanteneinzugsbereich an. Gleichzeitig ist kein Glattschnittanteil erkennbar. Beide Verfahren weisen keine Schneidgratbildung an der Bruchkante des sprödbrechenden 22MnB5 auf.

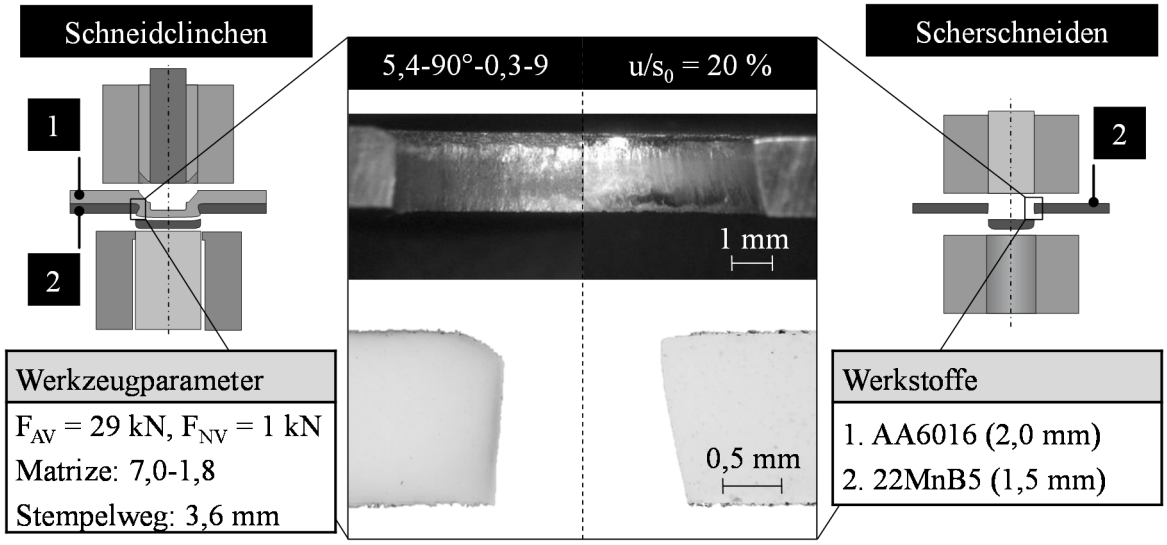


Bild 32: Vergleich der Schnittflächen beim indirekten und direkten Scherschneiden

Für eine quantitative Analyse der Schnittflächengeometrie werden in Bild 33 die geometrischen Kennwerte der resultierenden Schnittfläche beim Schneidclinchen und beim Scherschneiden von 22MnB5 für verschiedene Stempelvarianten gegenübergestellt. Durch die Analyse verschiedener Schneidspalte beim direkten Scherschneiden und verschiedener Innenstempeldurchmesser beim Schneidclinchen können Einflussparameter sowie Unterschiede der Schneidprozesse untersucht werden.

Für die Werkstoffkombination aus stempelseitigem AA6016 und matrizenseitigem 22MnB5 hat die Reduktion des Innenstempeldurchmessers beim Schneidclinchen von D_I = 5,6 mm auf D_I = 5,2 mm nur einen sehr geringen Einfluss auf die geometrische Ausprägung der Schnittflächenkenngrößen. Der Kanteneinzugsbereich b_E nimmt leicht von 0,68 ± 0,06 mm auf 0,57 ± 0,03 mm ab. Die Kanteneinzugshöhe $h_E \approx$ 0,35 mm sowie die Bruchhöhe $h_B \approx$ 1,15 mm bleiben nahezu konstant. Ein Glattschnittanteil h_S oder ein Schneidgrat h_G sind bei keiner Stempelvariante messbar. Der Bruchflächenwinkel β‘ weist bei großer Standardabweichung keinen Trend auf und schwankt zwischen 4,3 ° und 5,3 °.

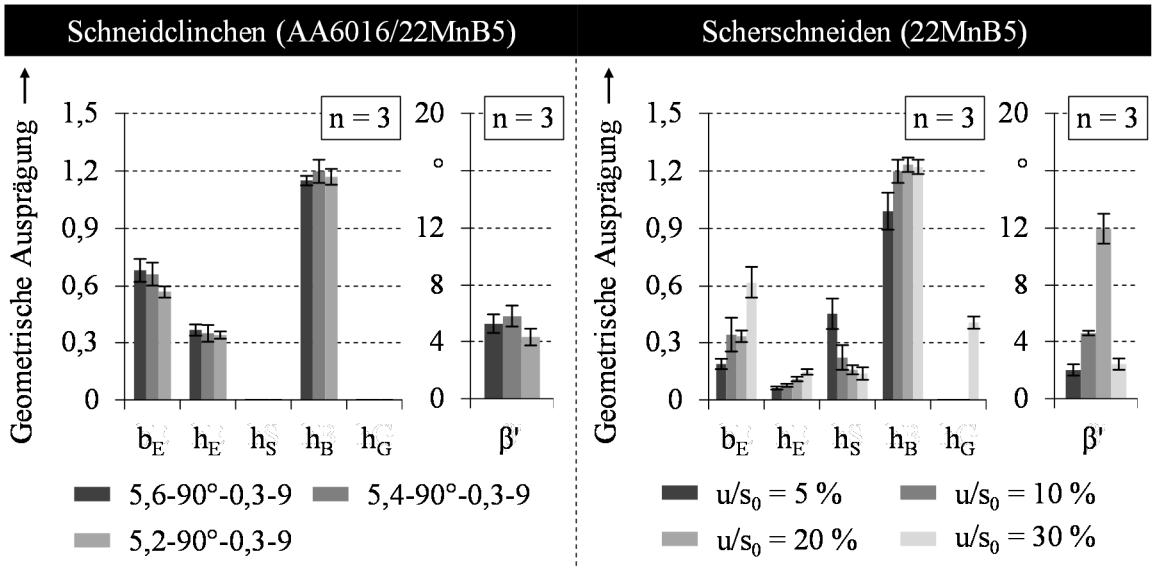


Bild 33: Schnittflächenkennwerte beim indirekten und direkten Scherschneiden

Beim direkten Scherschneiden von 22MnB5 zeigt die Reduktion des Schneidstempeldurchmessers und damit die Erhöhung des relativen Schneidspaltes von u/s_0 = 5 % auf u/s_0 = 30 % einen deutlich größeren Einfluss auf die geometrische Ausprägung der Schnittflächenkennwerte. Dabei nimmt die Kanteneinzugsbreite b_E von 0,19 ± 0,03 mm auf 0,62 ± 0,08 mm zu. Die Kanteneinzugshöhe h_E weist den gleichen Trend in abgeschwächter Form auf. Im Gegensatz zum Schneidclinchen, zeigen alle schergeschnittenen Schnittflächen einen deutlichen Glattschnittanteil h_S von maximal 0,45 ± 0,08 mm, wobei dieser bei höheren Schneidspalten deutlich reduziert ist. Die Bruchhöhe h_B ist gerade bei höheren Schneidspalten vergleichbar mit den Schneidclinchergebnissen. Ein Schneidgrat ist nur bei einem relativen Schneidspalt von u/s_0 = 30 % messbar. Der Bruchflächenwinkel steigt bis zu einem Schneidspalt von u/s_0 = 20 % an und fällt dann, infolge der Schneidgratbildung, wieder ab.

Die Unterschiede zwischen indirekt und direkt geschnittenen Schnittflächen lassen sich durch die wirkenden Werkzeugbestandteile und deren Einfluss auf rissinduzierende Spannungszustände erklären. Wie in Abschnitt 2.3.1 erläutert, erhöhen kleinere relative Schneidspalte beim konventionellen Scherschneiden den Druckspannungsanteil zwischen Schneidmatrize und Schneidstempel. Dadurch wird die Schubbruchgrenze später erreicht, woraus ein größerer Glattschnittanteil resultiert. Wird der Schneidspalt zu groß, kann kein glatter Schnitt zwischen den Aktivelementen realisiert werden, wodurch sich ein ausgeprägter Schneidgrat bildet. Beim Schneidclinchen wird dieser Zusammenhang sowohl durch die geschlossene Werkzeugfläche aus Innen- und Außenstempel als auch durch die ausgleichende Wirkung des

Zwischenwerkstoffs beeinflusst. Die Zusammenhänge werden im Folgenden simulativ näher untersucht.

6.1.2 Schneidkraft und Prozessverlauf

Neben der geometrischen Ausprägung der Schnittflächenkennwerte, sind der Kraft-Weg-Verlauf sowie charakteristische Prozesskenngrößen, wie die maximale Schneidkraft F_S und der benötigte Schneidweg s_S, ein wichtiges Untersuchungsmerkmal für Schneidprozesse. Aus diesem Grund wird im Folgenden der Einfluss verschiedener Stempelvarianten auf den indirekten Schneidprozess beim Schneidclinchen sowie auf den direkten Scherschneidprozess untersucht (siehe Bild 34). Die Werkzeugparameter sowie die Stempelvarianten stimmen mit den Untersuchungen in Abschnitt 6.1.1 überein.

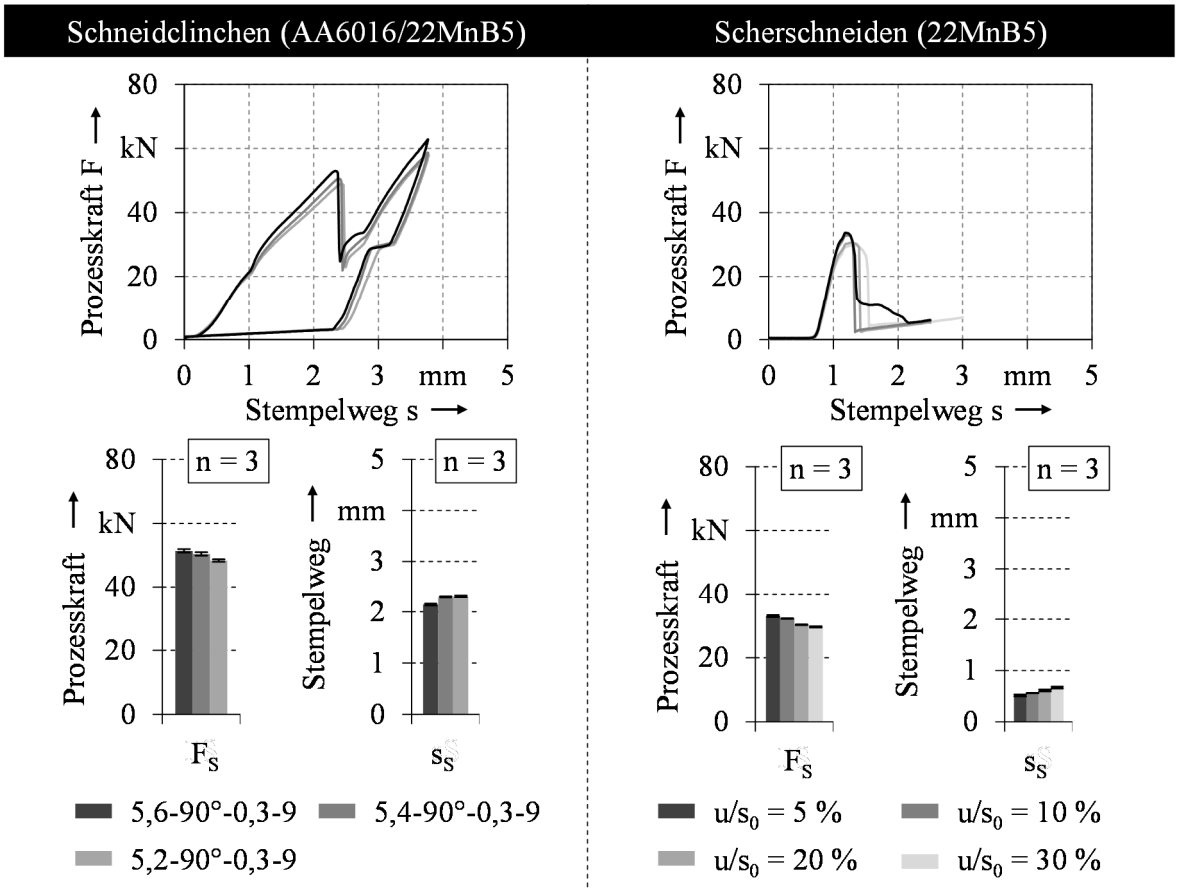


Bild 34: Schneidkraft und Prozessverlauf beim indirekten und direkten Scherschneiden

Bei der Werkstoffkombination aus stempelseitigem AA6016 und matrizenseitigem 22MnB5 bewirkt die Reduktion des Innenstempeldurchmessers beim Schneidclinchen eine leichte Reduktion der maximalen Schneidkraft F_S von 51,4 ± 0,55 kN auf 48,3 ± 0,42 kN sowie eine leichte Erhöhung des benötigten Schneidweges s_S von 2,14 ± 0,02 mm auf 2,32 ± 0,02 mm. Die Kraft-Weg-

Verläufe bis zum Bruchversagen des matrizenseitigen Fügepartners weichen dabei erst ab dem Kontakt des Außenstempels signifikant voneinander ab.

Beim direkten Scherschneiden von 22MnB5 zeigt sich bei ansteigendem relativem Schneidspalt der gleiche Trend zu einer geringeren maximalen Schneidkraft F_S und zu einem ansteigenden Schneidweg s_S. Die absolut benötigte Schneidkraft sowie der Schneidweg sind beim direkten Scherschneiden deutlich geringer als beim Schneidclinchen.

Die höhere absolute Schneidkraft beim Schneidclinchen lässt sich auf die größere Kontaktfläche des kombinierten Innen- und Außenstempels im Vergleich zum konventionellen Schneidstempel zurückführen. Dabei bewirkt, von Unterschieden in der elastischen Einfederung der einzelnen Aktivelemente abgesehen, die hohe Federvorspannung des Außenstempels einen nahezu simultanen Stempelvorschub, wodurch die verwendete Presse die benötigte Kraft für eine deutlich erhöhte Umformzone bei gleichem Matrizendurchmesser aufbringen muss. Ein weiterer, aber deutlich kleinerer Faktor für die höhere Schneidkraft ist, dass beim Schneidclinchen neben der Schneidkraft für den matrizenseitigen Stahl auch die Umformkraft für das stempelseitige Aluminium aufgebracht werden muss. Die Unterschiede im Schneidweg lassen sich auch durch den Zwischenwerkstoff beim indirekten Scherschneiden erklären. Die Übertragung der notwendigen Schneidkraft wird beim konventionellen Scherschneiden direkt auf das Schneidgut übertragen. Beim Schneidclinchen muss zunächst eine ausreichende Vorverfestigung des Aluminiumwerkstoffs gewährleistet werden, wobei die hierfür notwendige elastische und plastische Deformation den Stempelweg erhöht. Die Zusammenhänge werden durch die Analyse der vorliegenden Spannungskomponenten im Folgenden verdeutlicht.

6.1.3 Spannungskomponenten

Die Unterschiede der maximalen Schneidkraft sowie des benötigten Schneidwegs beim Schneidclinchen können, neben der größeren Wirkfläche des kombinierten Innen- und Außenstempels, auch durch Unterschiede beim Einbringen von Spannungen in der Schneidzone erklärt werden. Im Folgenden wird deshalb eine Analyse der Spannungskomponenten beim Eintritt des Bruchversagens des matrizenseitigen Fügepartners vorgestellt.

Die in Bild 35 dargestellten numerischen und experimentellen Ergebnisse zeigen den Schneidclinchprozess zum Zeitpunkt des eintretenden Bruchversagens des matrizenseitigen Werkstoffs. Hierfür wurden zunächst experimentelle Stufensetzversuche des Schneidclinchprozesses durchgeführt und ein Schliffbild bei einem Stempelweg von $s = 2{,}1$ mm erstellt. Deutlich

erkennbar ist hierbei der Rissbeginn im Kanteneinzugsbereich und an der Matrizenschneidkante. Anschließend wurde mittels des validierten Simulationsmodells das Berechnungsinkrement vor dem prognostizierten Bruchеintritt hinsichtlich der auftretenden Spannungskomponenten und dem Schädigungswert analysiert.

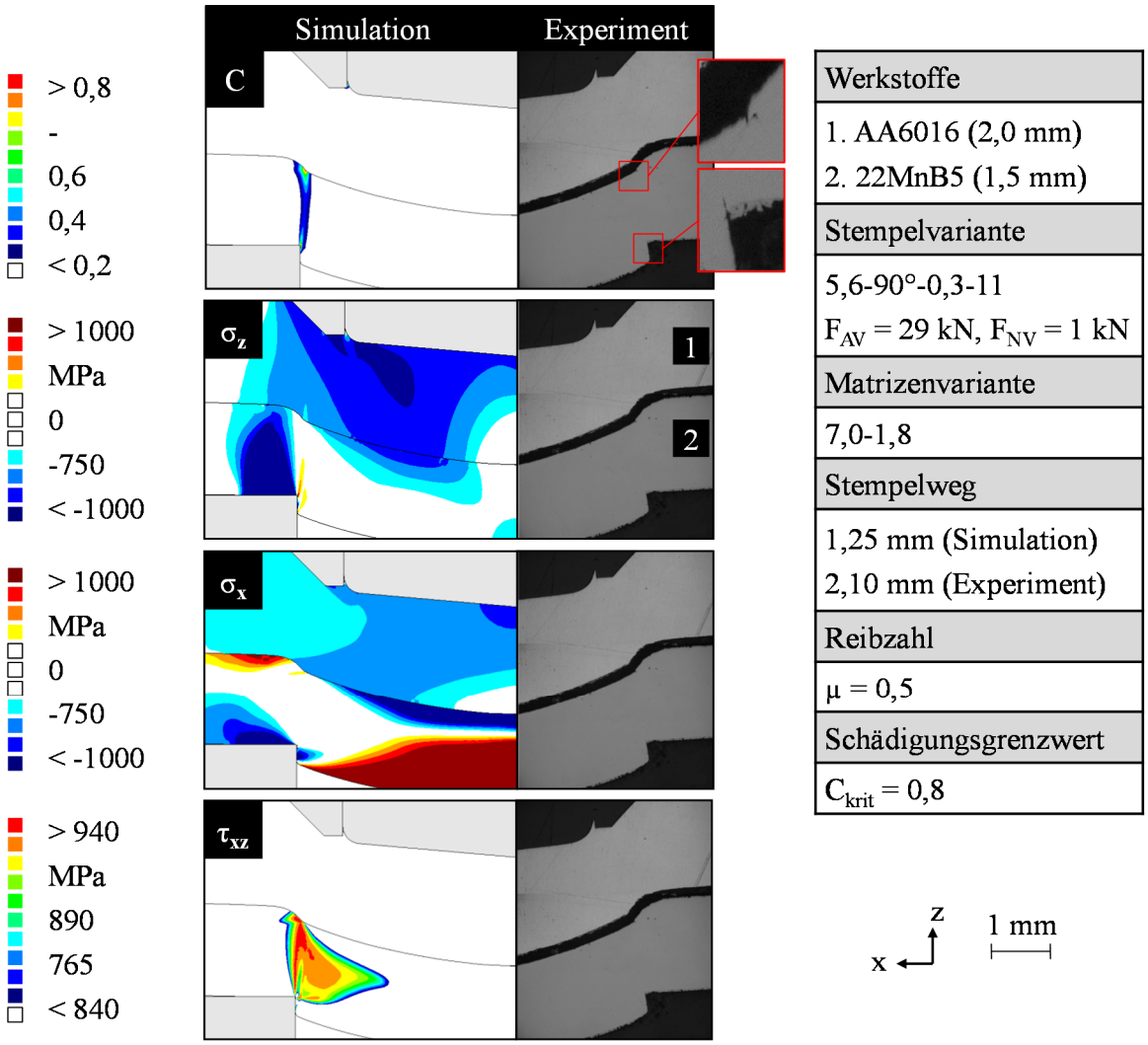
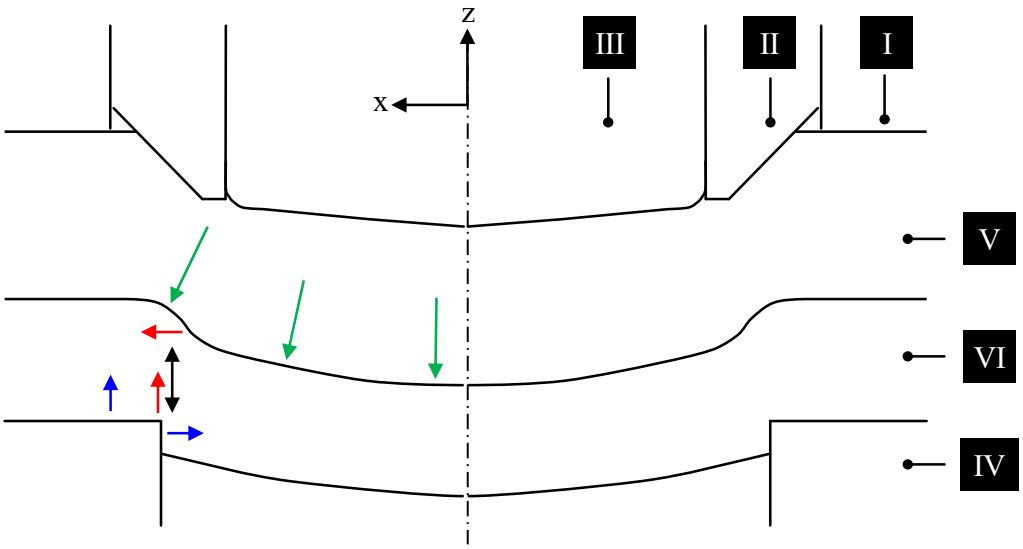


Bild 35: Spannungsanalyse des indirekten Scherschneidprozesses

Der prognostizierte Schädigungswert C bestätigt zum Zeitpunkt des Rissbeginns die Abbildungsgenauigkeit des numerischen Modells. Die Schädigungsmaxima werden im Bereich des Kanteneinzugs der resultierenden Schnittfläche des 22MnB5 und im Bereich der Matrizenschneidkante gemessen. Diese Ergebnisse decken sich mit dem experimentell erfassten Rissbeginn. Trotz der einfach wirkenden Schneidkante tritt somit ein Risswachstum von Stempel- und Matrizenseite auf. Gleichzeitig weisen die Spannungskomponenten auf verschiedene Ursachen für das Versagen hin.

Der axiale Spannungsanteil σ_z zeigt hohe Druckspannungen auf der Matrizenoberfläche. Diese resultieren aus der Flächenpressung zwischen dem stempelseitigen Aluminiumwerkstoff und dem Niederhalter- bzw. dem Außenstempeldruck und erklären den erhöhten Kanteneinzugsbereich beim Schneidclinchen. Gleichzeitig sind Zugspannungsspitzen im Bereich der Matrizenschneidkante messbar. Im Kanteneinzugsbereich treten nur geringe axiale Spannungen auf. Der radiale Spannungsanteil σ_x weist große Parallelen zum konventionellen Schneiden auf. Die Durchbiegung des Schneidbutzens resultiert in Druckspannungen an der Matrizenschneidkante sowie geringen Zugspannungen im Kanteneinzugsbereich. Der Schubspannungsanteil τ_{xz} ist am Kanteneinzug und im Bereich des späteren Bruchkanntenverlaufs besonders stark ausgeprägt. Die wesentlichen Spannungskomponenten im Bereich der Bruchzone des indirekten Schneidprozesses sind in Bild 36 schematisch zusammengefasst.



σ_x	Radiale Zugspannung am Kanteneinzugsbereich	I	Niederhalter
σ_z	Axiale Zugspannung an der Matrizenkante	II	Außenstempel
σ_x	Radiale Druckspannung an der Matrizenkante	III	Innenstempel
σ_z	Axiale Druckspannung auf der Matrizenoberfläche	IV	Matrize
τ_{xz}	Max. Schubspannung zw. Kanteneinzug und Matrizenkante	V	Fügewerkstoff
F_S	Übertragene Schneidkraft	VI	Schneidgut

Bild 36: Spannungskomponenten beim indirekten Schneidprozess

Die Beeinflussbarkeit der auftretenden Spannungskomponenten und damit des Prozessverlaufs beim indirekten Scherschneiden kann am Beispiel der stempelseitigen Aktivelemente untersucht werden. Deshalb sind in Bild 37 die

Einflüsse verschiedener Werkzeugpaarungen auf den Schubspannungsanteil beim direkten und indirekten Scherschneiden gegenübergestellt. Für die numerische Abbildung des konventionellen Scherschneidprozesses wird hierzu das validierte Schneidclinchmodell adaptiert und der stempelseitige Fügepartner sowie der Außenstempel aus dem Modell entfernt. Die sonstigen Simulationseinstellungen entsprechen den Ausführungen in Abschnitt 5.1.

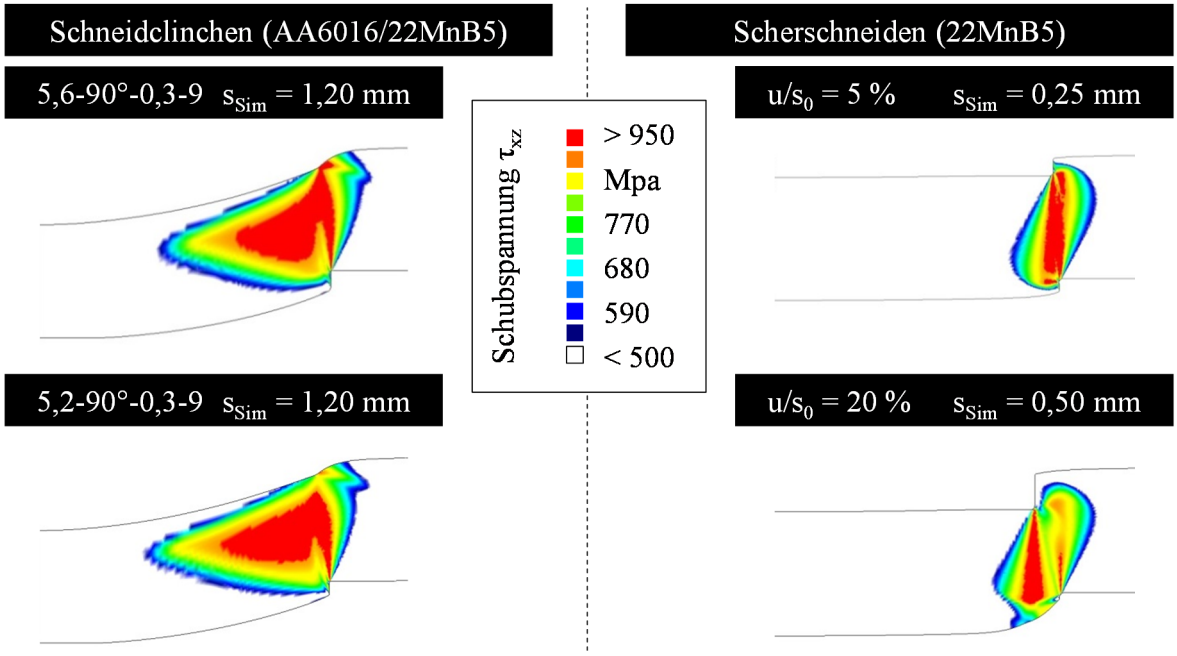


Bild 37: Stempeleinfluss auf Spannungsverlauf beim indirekten und direkten Scherschneiden

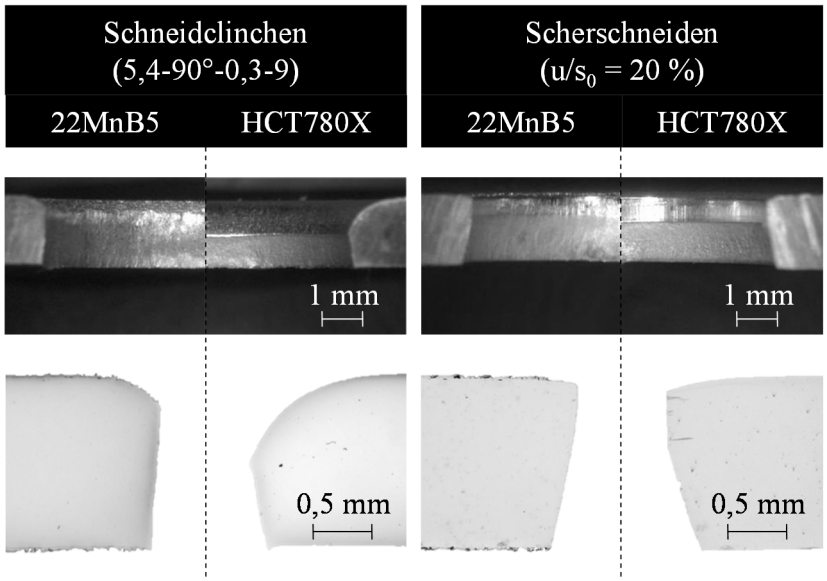
Der Schubspannungsanteil gibt bei Schneidprozessen eine Übersicht über den Verlauf eingebrachter Spannungen und den resultierenden Rissverlauf. Gut zu erkennen ist, dass die numerische Analyse die experimentellen Ergebnisse aus Abschnitt 6.1.1 bestätigt. Aufgrund der ausgleichenden Wirkung des stempelseitigen Fügepartners und der dadurch vom kombinierten Innen- und Außenstempel indirekt eingebrachten Schneidkraft, wirkt sich eine Änderung der Stempelelemente beim Schneidclinchen deutlich geringer aus als beim konventionellen Scherschneiden. Zwar nehmen die Spannungsspitzen im Kanteneinzugs- und Matrizenbereich durch größere Innenstempeldurchmesser beim indirekten Schneiden zu, jedoch ändert sich der Verlauf der Schubspannung nur marginal. Beim konventionellen Scherschneiden ist der Einfluss des Schneidspaltes deutlich größer ausgeprägt. Gut zu erkennen ist, dass bei steigendem Schneidspalt der Schubspannungsverlauf im Kanteneinzugs- und Matrizenbereich aneinander vorbei läuft, wodurch zum Bruchzeitpunkt der experimentell nachgewiesene Anstieg des Bruchwinkels resultiert.

6.1.4 Einfluss des Schneidguts

Neben werkzeugseitigen Einflussfaktoren hat der Schneidwerkstoff einen großen Einfluss auf die Schnittflächengeometrie sowie den Kraft-Weg-Verlauf von Schneidprozessen. Im Folgenden wird deshalb der Einfluss des Schneidguts auf den indirekten Schneidprozess untersucht und mit dem direkten Scherschneiden gegenübergestellt. Die verwendeten Werkzeugparameter sowie die Vorgehensweise bei der Versuchsdurchführung entsprechen Abschnitt 6.1.1. Als Schneidwerkstoffe werden 22MnB5 und HCT780X mit einer Ausgangsblechdicke von s_0 = 1,5 mm eingesetzt.

Der Einfluss des matrizenseitigen Fügewerkstoffs auf die Schnittflächenausbildung beim Schneidclinchen und der Vergleich mit schergeschnittenen Schnittkantengeometrien sind in Bild 38 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Unterschiede zwischen direkt und indirekt geschnittenen Schittkanten beim duktileren HCT780X noch deutlicher zunehmen. Dies resultiert beim Schneidclinchen aus den hohen aufgebrachten Druckspannungen im Bereich der Matrizenschneidkante sowie im Kontaktbereich von stempelseitigem und matrizenseitigem Fügepartner. Die geringere Fließspannung des Dualphasenstahls führt dabei, bei gleicher übertragener Umformkraft, zu einer höheren Deformation des Schneidguts. Deshalb nimmt beim Schneidclinchen der Kanteneinzugsbereich bei einem Wechsel des matrizenseitigen Fügewerkstoffs deutlich zu. Gleichzeitig ist aber weiterhin kein Glattschnittanteil erkennbar, weil die Schubfließspannung durch die indirekte Kraftübertragung im Kanteneinzugsbereich nicht überwunden wird.

Beim konventionellen Scherschneiden der verschiedenen Schneidwerkstoffe ist für den duktileren HCT780X eine geringe Zunahme des Kanteneinzugs aber ein deutlich größerer Glattschnittanteil feststellbar. Dies folgt aus dem direkten Kontakt zwischen Schneidstempel und Schneidwerkstoff, wodurch bei ansonsten gleichen Werkzeugparametern die Schubbruchgrenze des Dualphasenstahls später erreicht wird und somit ein längeres Fließen des Schneidwerkstoffs an der Schneidkante des Stempels ermöglicht wird. Gleichzeitig führt der spätere Bruchzeitpunkt zu einem größeren Bruchwinkel.



Werkstoffe
1. AA6016 (2,0 mm)
2a. 22MnB5 (1,5 mm)
2b. HCT780X (1,5 mm)
Werkzeugparameter
F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN
Matrize: 7,0-1,8
Stempelweg: 3,6 mm

Bild 38: Einfluss des matrizenseitigen Fügewerkstoffs auf die Schnittfläche

Zusätzlich zum qualitativen Vergleich der Schnittflächen in Bild 38 ist in Bild 39 die quantitative Analyse des Schneidguteinflusses auf die geometrischen Schnittflächenkennwerte des Schneidclinchens und Scherschneidens dargestellt. Als repräsentative Stempelgeometrie wird beim Schneidclinchen die Stempelvariante 5,4-90°-0,3-9 und beim Scherschneiden ein relativer Schneidspalt von u/s_0 = 20 % untersucht.

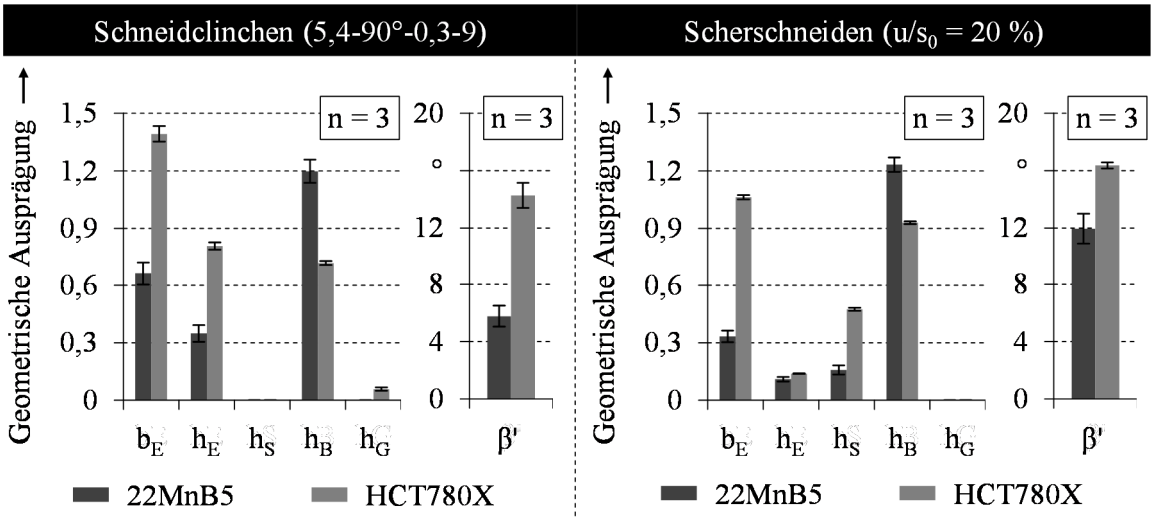


Bild 39: Einfluss des matrizenseitigen Fügewerkstoffs auf die Schnittflächenkennwerte

Im Vergleich zu matrizenseitigem 22MnB5 nimmt beim Schneidclinchen von HCT780X die Kanteneinzugsbreite b_E von 0,66 ± 0,06 mm auf 1,39 ± 0,04 mm und die Kanteneinzugshöhe h_E von 0,35 ± 0,04 mm auf 0,81 ± 0,02 mm deutlich zu. Der stark steigende Kanteneinzugsbereich bei duktilerem

Schneidgut kann dabei als Beleg für die hohen axialen Druckspannungen im Bereich der Schnittkante (siehe Abschnitt 6.1.3) gewertet werden. Ein Glattschnittanteil h_S ist für keine der beiden Werkstoffkombinationen messbar. Die Bruchflächenhöhe h_B des duktileren HCT780X nimmt gegenläufig zur Kanteneinzugshöhe von 1,20 ± 0,06 mm auf 0,72 ± 0,01 mm ab. Gleichzeitig zeigt sich beim Schneidclinchen von HCT780X ein geringer Schneidgrat von h_G = 0,06 ± 0,01 mm. Der Bruchflächenwinkel β‘ verdoppelt sich auf 14,3 ± 0,9 °.

Beim Scherschneiden von 22MnB5 und HCT780X treten ähnliche Effekte wie beim Schneidclinchen auf. Allerdings weichen die absoluten Änderungen deutlich zwischen den Prozessen ab. Neben einem besonders großen Anstieg der Kanteneinzugsbreite ist die Änderung der Kanteneinzugshöhe h_E von 0,11 ± 0,01 mm auf 0,14 ± 0,00 mm als minimal anzusehen. Der beim Schneidclinchen nicht vorhandene Glattschnittanteil h_S nimmt beim Scherschneiden von HCT780X von 0,16 ± 0,02 mm auf 0,47 ± 0,01 mm zu. Die Reduktion der Bruchflächenhöhe h_B fällt beim Scherschneiden deutlich geringer aus. Im Gegensatz zum Schneidclinchen tritt bei einem relativen Schneidspalt von 20 % auch für den duktileren Werkstoff noch keine Gratbildung auf. Des Weiteren fällt die Erhöhung des Schneidwinkels beim Werkstoffwechsel geringer aus als beim Schneidclinchen, wobei die absoluten Werte der HCT780X Schnittflächenwinkel mit 14,3 ± 0,9 ° beim Schneidclinchen und 16,3 ± 0,2 ° beim Scherschneiden näher beieinanderliegen als für 22MnB5.

Der Einfluss des matrizenseitigen Fügewerkstoffs bzw. des Schneidguts auf den Kraft-Weg-Verlauf des Schneidclinchens und des Scherschneidens ist in Bild 40 dargestellt. Bei ansonsten gleichen Prozessbedingungen bilden sich dabei sehr ähnliche Prozesseinflüsse aus.

Sowohl beim direkten als auch beim indirekten Scherschneiden weisen die Prozesskraftverläufe nach einem initialen Anstieg der benötigten Prozesskraft beim duktileren HCT780X einen flacheren Verlauf und ein späteres Bruchversagen auf. Dies resultiert aus der geringeren Fließspannung und dem höheren Umformvermögen des Dualphasenstahls, wodurch bei gleichem Stempelweg eine geringere Umformkraft notwendig ist und ein kritischer Umformgrad später erreicht wird. Die quantitative Änderung der Schneidkraft und des Schneidweges ist bei beiden Prozessen vergleichbar. Beim Schneidclinchen nimmt die maximale Schneidkraft F_S von 50,4 ± 0,5 kN auf 38,3 ± 0,2 kN ab und der benötigte Schneidweg s_S von 2,30 ± 0,02 mm auf 2,35 ± 0,01 mm zu. Beim Scherschneiden ist die benötigte Schneidkraft F_S bei beiden Werkstoffen geringer, jedoch ist die Änderung der Schneidkraft mit 10,3 kN vergleichbar zum indirekten Scherschneiden. Die Zunahme des

benötigten Schneidwegs s_S ist auf niedrigerem Niveau stärker ausgeprägt. Die vorliegenden Messdaten bestätigen den Einfluss des kombinierten Innen- und Außenstempels auf den absoluten Kraftbedarf. Der relative Einfluss der Werkstofffestigkeit ist aber zwischen den Schneidprozessen übertragbar. Der direkt wirkende Schneidstempel verstärkt dabei die relative Wirkung des Werkstoffwechsels hinsichtlich des Schneidwegs.

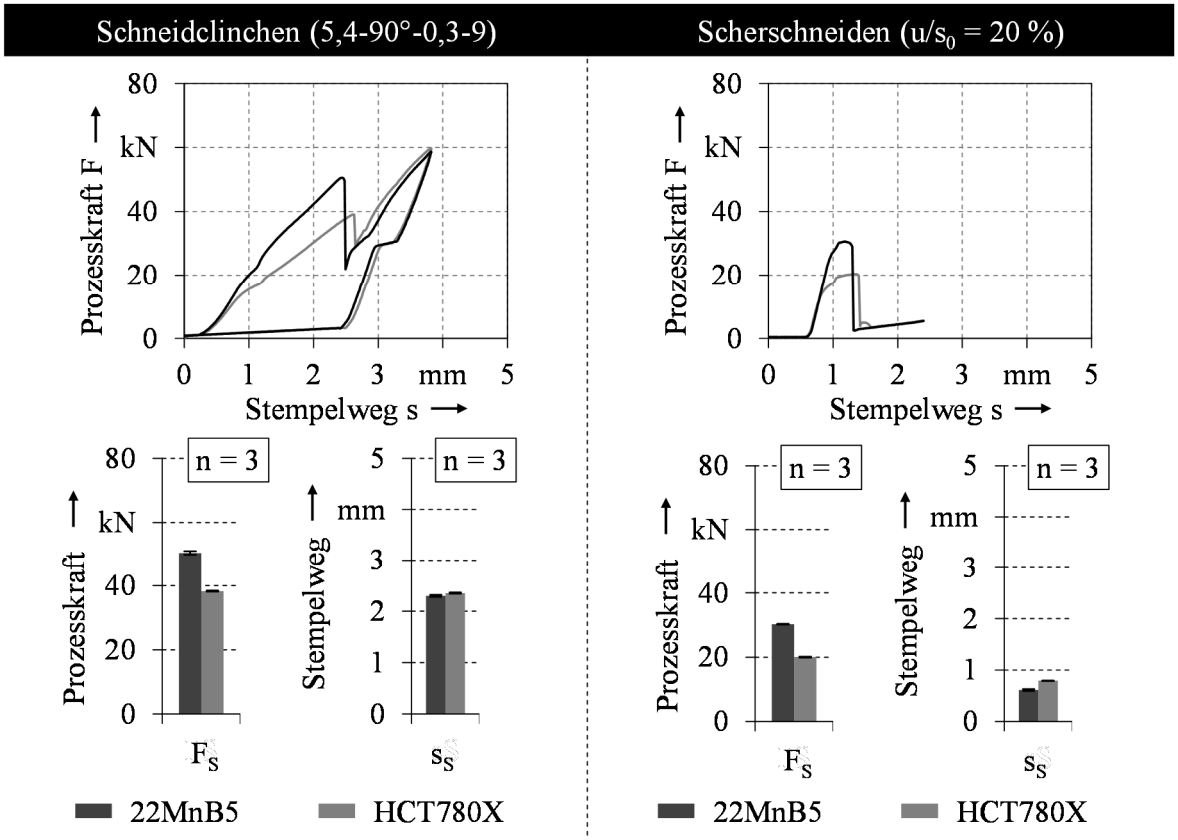


Bild 40: Einfluss des matrizenseitigen Fügewerkstoffs auf den Prozesskraftverlauf

6.1.5 Zusammenfassung

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Prozessergebnis sowie die Einflussparameter beim indirekten Scherschneiden deutlich vom konventionellen Scherschneiden abweichen. Dabei reduziert die indirekte Schneidkrafteinleitung über den stempelseitigen Fügepartner den Einfluss der stempelseitigen Werkzeugkomponenten auf die resultierende Schnittflächengeometrie der Scheidclinchverbindung. Der plastische Umformanteil, der beim konventionellen Scherschneiden einen Glattschnittanteil bewirkt, erhöht beim Schneidclinchen ausschließlich den Kanteneinzugsbereich. Ausgehend von der insgesamt größeren Auflagefläche des kombinierten

Innen- und Außenstempels ist der Schneidkraftbedarf F_S beim Schneidclinchen größer, wobei der Effekt des Innen- bzw. Schneidstempeldurchmessers vergleichbar ist. Das Schneidgut zeigt für beide Schneidprozesse einen vergleichbaren Einfluss auf die geometrischen Schnittflächenkennwerte und den Prozesskraftverlauf.

6.2 Fügeoperation und Verbindungsausprägung

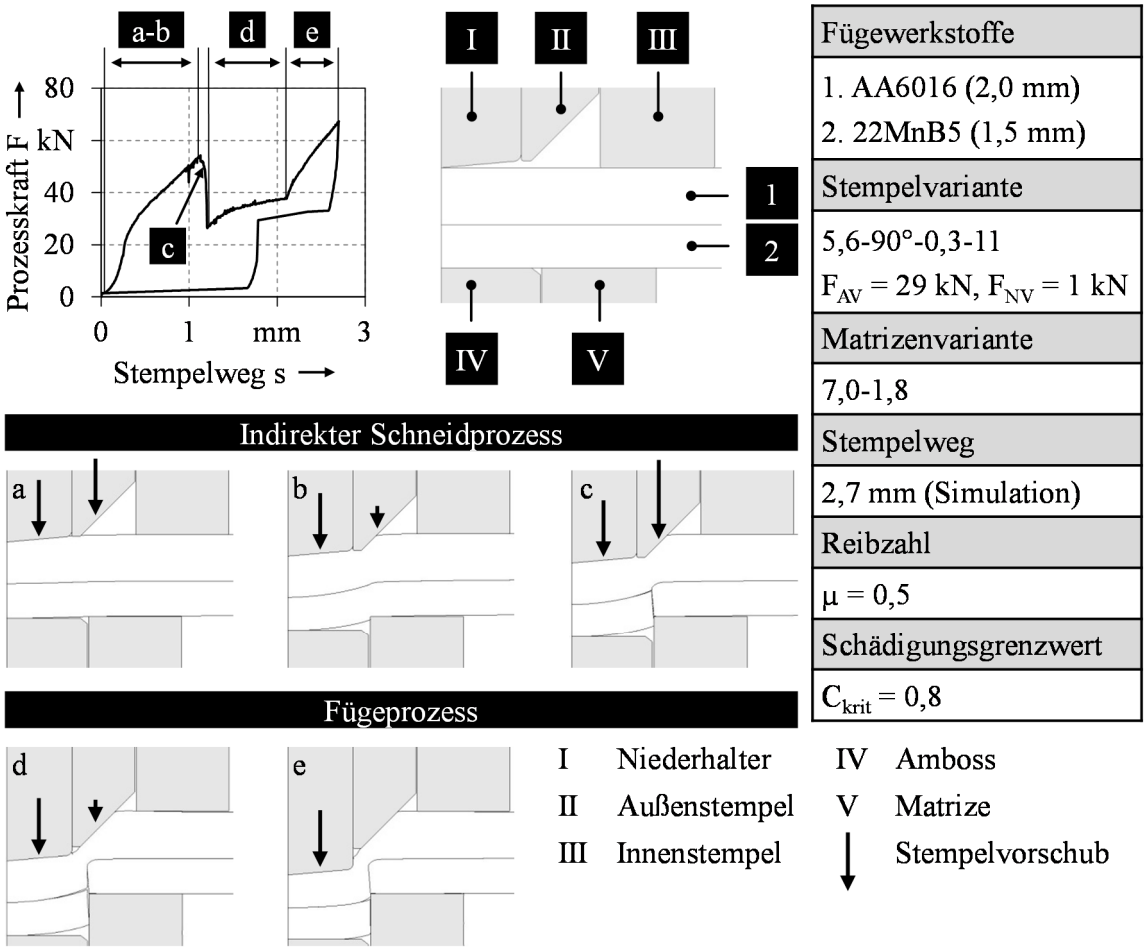
Die Fügeoperation im Schneidclinchprozess folgt, wie in Abschnitt 2.3 beschrieben, auf den indirekten Scherschneidprozess des matrizenseitigen Fügepartners. Die Verbindungsausprägung wird dabei jedoch durch den Werkstoffffluss vor und nach dem Schneidprozess beeinflusst. Im Folgenden wird deshalb die Umformung der verwendeten Werkstoffe über den gesamten Prozessverlauf numerisch untersucht und der Einfluss des Schneidguts auf den Werkstoffffluss analysiert.

6.2.1 Charakteristische Prozessabschnitte

Für die Analyse der Fügeoperation wird zunächst der Prozessverlauf des Schneidclinchens anhand eines exemplarischen Kraft-Weg-Verlaufs in fünf charakteristische Prozessabschnitte unterteilt. Anschließend wird die Stempelkinematik innerhalb der in Bild 41 dargestellten Teilbereiche a bis e untersucht und der relative Vorschub von Innen- und Außenstempel gekennzeichnet. Die Untersuchungen erweitern das Verständnis des im Stand der Technik beschriebenen Prozessablaufs.

Nach dem Klemmen der Fügewerkstoffe zwischen Niederhalter und Matrize beginnt der Fügeprozess mit dem Aufsetzen des Innenstempels. Anschließend tritt der Außenstempel in Kontakt mit dem stempelseitigen Fügepartner, wobei die Federvorspannung des Außenstempels weiterhin ein simultanes Verfahren von Innen- und Außenstempel ermöglicht (siehe Bild 41 Teilprozess a). Wird die Federvorspannung des Außenstempels durch die Gegenkraft der Fügepartner vor dem Eintritt des indirekten Schneidprozesses überschritten, nimmt der relative Vorschub des Außenstempels ab (siehe Bild 41 Teilprozess b). Die gespeicherte Federenergie wird zum Zeitpunkt des indirekten Scherschneidens schlagartig abgegeben. Die Relativgeschwindigkeit des Außenstempels nimmt zu diesem Zeitpunkt stark zu (siehe Bild 41 Teilprozess c), bis sich ein neues Gleichgewicht zwischen Federkraft und Gegenkraft einstellt. Nach dem Bruch des matrizenseitigen Werkstoffs wird der stempelseitige Werkstoff in die Fügezone durchgesetzt und gleichzeitig der Schneidbutzen ausgetrieben (siehe Bild 41 Teilprozess d), bis der Festanschlag des Ambosses erreicht ist. Dabei nimmt der relative Vorschub

des Außenstempels stetig ab. Anschließend wird die Fügeverbindung durch das Querfließpressen des stempelseitigen Fügepartners zwischen Innenstempel und Schneidbutzen erzeugt (siehe Bild 41 Teilprozess e), wobei die Prozesskraft bis zur maximalen Fügekraft ansteigt.



Fügewerkstoffe
1. AA6016 (2,0 mm) 2. 22MnB5 (1,5 mm)
Stempelvariante
5,6-90°-0,3-11 F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN
Matrizenvariante
7,0-1,8
Stempelweg
2,7 mm (Simulation)
Reibzahl
$\mu = 0{,}5$
Schädigungsgrenzwert
$C_{krit} = 0{,}8$

Bild 41: Prozessabschnitte und resultierende Stempelkinematik des Schneidclinchprozesses

6.2.2 Werkstoffffluss

Die definierten Prozessabschnitte des Schneidclinchens sowie die Erkenntnisse über den Vorschub des geteilten Innen- und Außenstempels werden für die Analyse des Werkstoffflusses genutzt. In Bild 42 ist die Relativbewegung der Fügewerkstoffe über den Prozessverlauf bezogen auf die Innenstempelgeschwindigkeit abgebildet. Zusätzlich zeigen Pfeile die Hauptfließrichtung des stempelseitigen Fügewerkstoffs an.

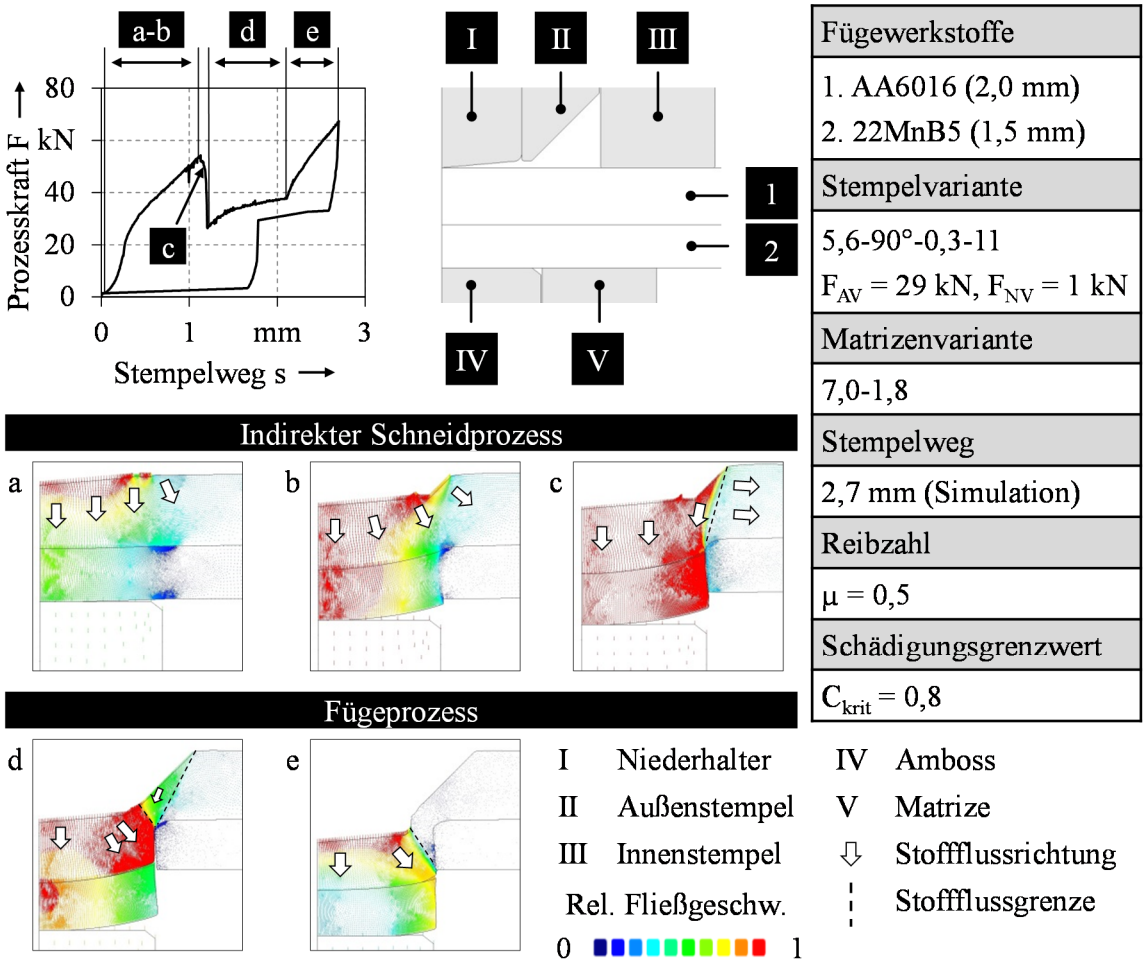


Bild 42: Werkstoffffluss im Verlauf des Schneidclinchprozesses

Zum Beginn des Prozesses wird der stempelseitige Fügewerkstoff durch den simultanen Vorschub von Innen- und Außenstempel gleichmäßig verdrängt (siehe Bild 42 Teilabschnitt a). Die Hauptflussrichtung der Werkstoffe ist axial zum Stempelvorschub. Die Relativbewegung beider Fügewerkstoffe nimmt im Prozessverlauf zu, wobei der radiale Anteil der Bewegungsvektoren mit dem Abstand zum Stempelmittelpunkt steigt (siehe Bild 42 Teilabschnitt b). Mit dem Eintritt der Werkstofftrennung im matrizenseitigen Fügepartner und der damit wegfallenden Gegenhalterkraft des Schneidbutzens steigt die relative Fließgeschwindigkeit der Fügewerkstoffe deutlich an. Die Hauptflussrichtung zeigt dabei direkt in die entstandene Fügezone (siehe Bild 42 Teilabschnitt c). Gleichzeitig grenzt sich ein deutlich geringerer radialer Werkstoffffluss durch eine Stoffflussgrenze zwischen dem Kanteneinzugsbereich des matrizenseitigen Fügepartners und dem Kontaktbereich der Außenstempelkontur ab. Die Außenstempelgeometrie hat somit nicht nur einen direkten Einfluss auf den indirekten Schneidprozess, sondern auch auf den Anteil der radialen Werkstoffverdrängung und somit auf das verfügbare

Werkstoffvolumen in der Fügezone. Dieser Einfluss nimmt im weiteren Prozessverlauf, beim Durchsetzen des stempelseitigen Fügewerkstoffs und des Schneidbutzens, bis hin zum Erreichen der Matrizentiefe stetig ab (siehe Bild 42 Teilabschnitt d). Dabei bildet sich eine weitere Stoffflussgrenze zwischen der Stirnfase des Außenstempels und dem Kanteneinzugsbereich des matrizenseitigen Fügepartners aus, wobei der Werkstoffffluss aus dem Wangenbereich der Fügeverbindung gegen Prozessende weiter abnimmt. Die Verbindungsausprägung wird dabei nahezu ausschließlich durch den Werkstoff im Restbodenbereich realisiert. Der Schneidbutzen wirkt beim Querfließpressen des stempelseitigen Werkstoffs als Verlängerung des Ambosses. Dabei bestimmt die Durchbiegung des Schneidbutzens maßgeblich die Richtung des Werkstoffflusses. Eine geringere Durchbiegung erleichtert dabei das Hinterfließen des matrizenseitigen Fügepartners. Die Stofflussgrenze verschiebt sich nach Erreichen des Festanschlages hin zum Kontaktbereich des Innenstempels, wobei nahezu kein Werkstoffffluss im Hals- und Wangenbereich sowie in der Blechebene detektiert werden kann (siehe Bild 42 Teilabschnitt e).

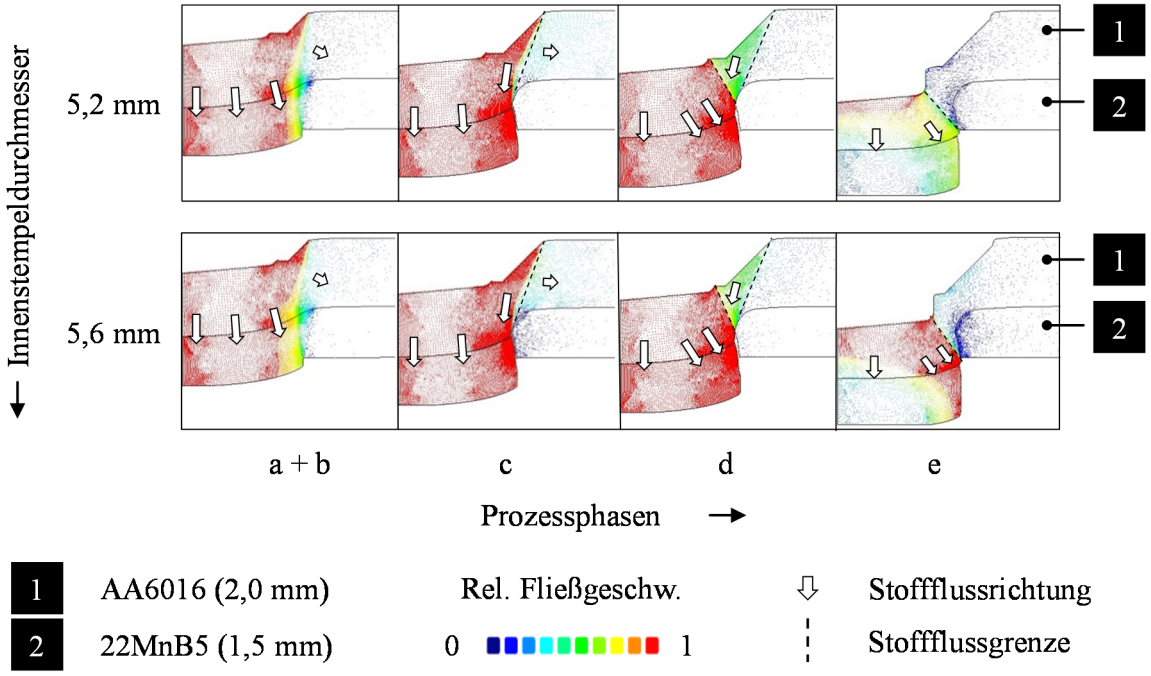


Bild 43: Stempeleinfluss auf den Werkstoffffluss im Schneidclinchprozess

Die über den Prozessverlauf identifizierten Richtungen des Werkstoffflusses sowie die ermittelten charakteristischen Stoffflussgrenzen sind auch bei wechselnden stempelseitigen Aktivelementen nachweisbar (siehe Bild 43). Insbesondere in den Prozessphasen a bis c zeigt eine Vergrößerung des Innenstempeldurchmessers von 5,2 mm auf 5,6 mm nahezu keine Wirkung

auf den Werkstoffffluss. Dies bestätigt die Erkenntnisse über den geringen Einfluss der stempelseitigen Aktivelemente auf den indirekten Schneidprozess aus Abschnitt 6.1. Nach dem Bruchversagen des matrizenseitigen Fügepartners sind die identifizierten Stoffflussgrenzen auch bei einem Werkzeugwechsel nachweisbar. Jedoch weisen die numerischen Ergebnisse in den Prozessphasen d und e und damit nach dem Schneiden einen Einfluss der stempelseitigen Aktivelememente auf die relative Fließgeschwindigkeit des stempelseitigen Fügepartners nach. Ein größerer Innenstempeldurchmesser (D_I = 5,6 mm) führt dabei durch die höhere Kontaktfläche und die damit verbunden größere Wirkfläche sowohl zu einem leichten Anstieg des axialen Werkstoffflusses in Prozessphase d als auch zu einem deutlich stärkeren Querfließpressen des Restbodenbereichs in Phase e.

Die numerisch identifizierten Stoffflussgrenzen werden qualitativ durch metallografische Untersuchungen der Schneidclinchverbindung bestätigt. In Bild 44 ist hierzu ein repräsentatives Schliffbild einer Schneidclinchverbindung mit den Ergebnissen der numerischen Werkstoffflussanalyse gegenübergestellt. Die Position der Stoffflussgrenze stimmt dabei qualitiv mit den Fließlinien des matrizenseitigen Aluminiumwerkstoffs überein.

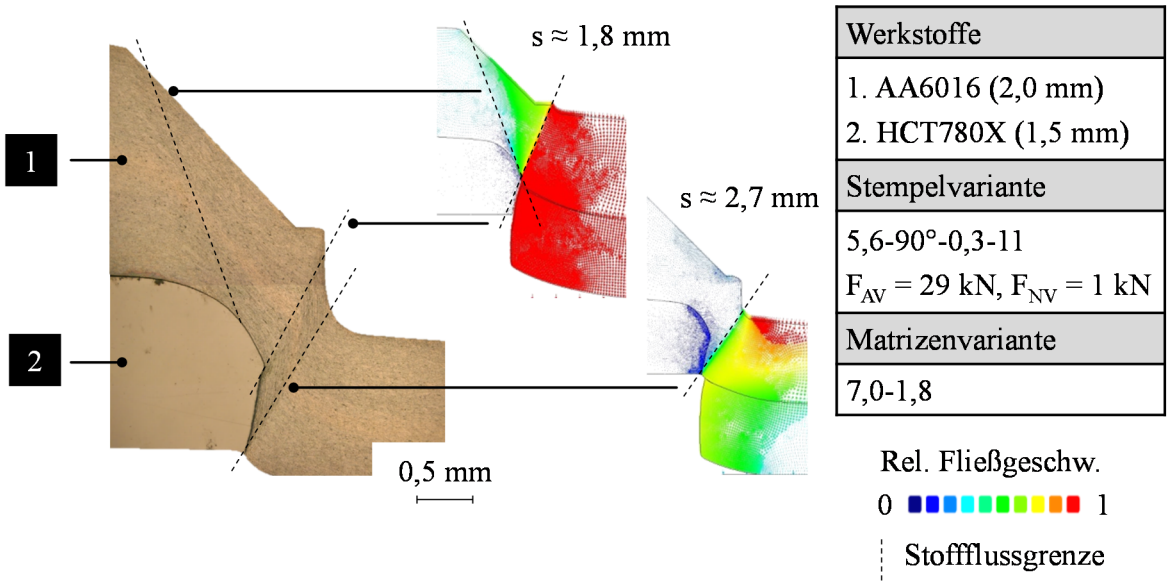


Bild 44: Validierung der Stoffflussgrenzen im Schneidclinchprozess

6.2.3 Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners

Wie in Abschnitt 6.1 dargestellt, hat die Wahl des matrizenseitigen Fügepartners bzw. des Schneidguts beim Schneidclinchen einen direkten Einfluss auf den Schneidanteil des kombinierten Trenn- und Umformprozesses. Weiterhin wurde in Abschnitt 6.2.2 die Bedeutung des indirekten

Schneidprozesses für den Werkstoffffluss im Fügeprozess beschrieben. Im Folgenden werden deshalb simulative und experimentelle Untersuchungsergebnisse zum Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners auf den Werkstoffffluss und die Fügepunktausbildung beschrieben.

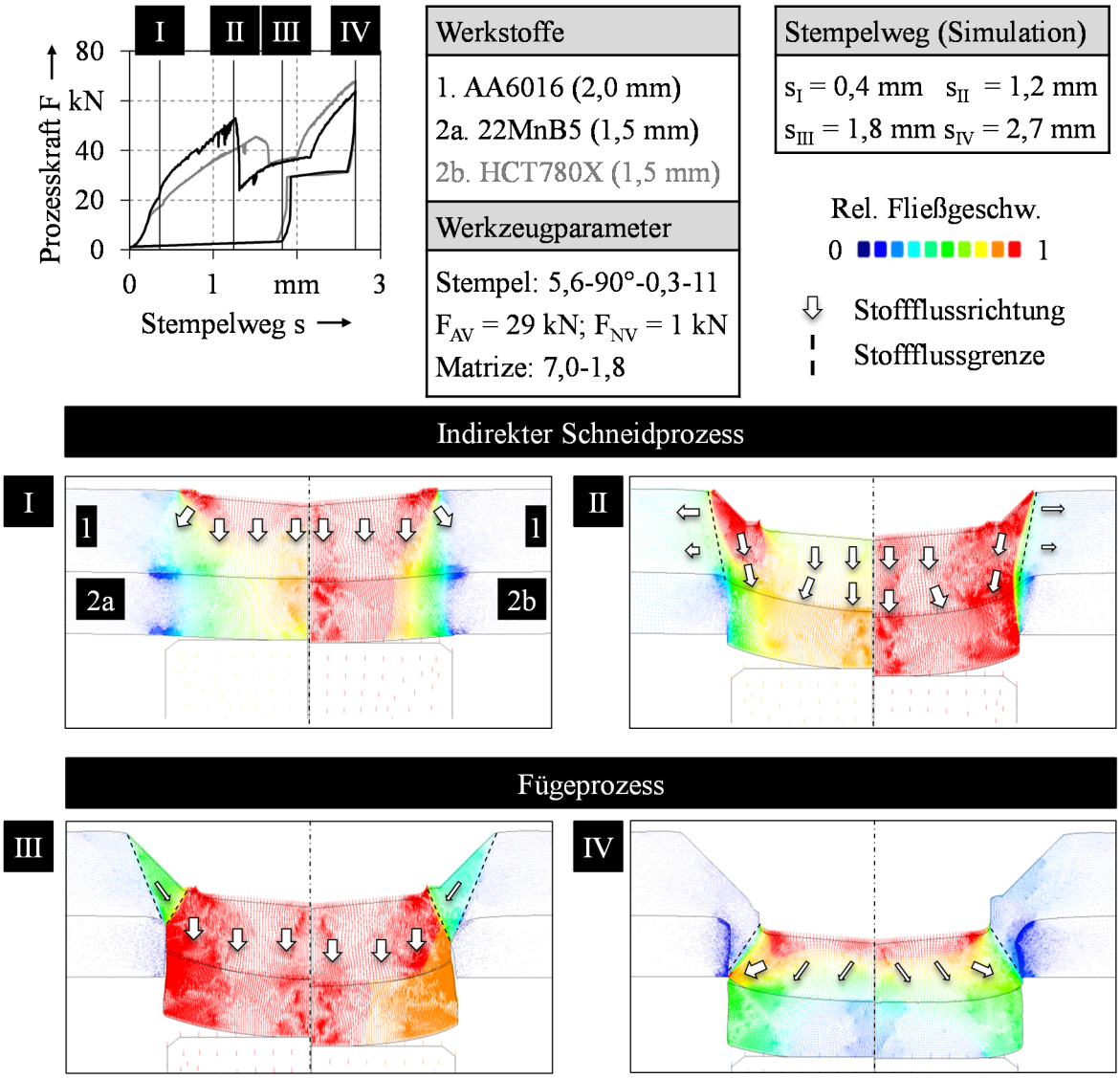


Bild 45: Einfluss des Schneidguts auf den Werkstoffffluss des Schneidclinchprozesses

Die numerische Einflussanalyse des matrizenseitigen Fügewerkstoffs auf den Werkstoffffluss im Schneidclinchprozess ist in Bild 45 dargestellt. Hierbei werden die relative Fließgeschwindigkeit und die Hauptflussrichtung des stempelseitigen Werkstoffs bei vier Stempelwegen für die Werkstoffkombinationen AA6016 und 22MnB5 sowie AA6016 und HCT780X gegenübergestellt. Die Stempelwege $s_I = 0{,}4$ mm und $s_{II} = 1{,}2$ mm sind den charakteristischen Prozessabschnitten vor dem Bruchversagen des matrizenseitigen Fügewerkstoffs zuzuordnen. Die Stempelwege $s_{III} = 1{,}8$ mm und

s_{IV} = 2,7 mm entsprechen dem Durchsetzen der Fügewerkstoffe sowie dem Querfließpressen der Aluminiumlegierung. Die verwendete Werkzeugkonfiguration und die Simulationsparameter entsprechen den validierten Einstellungen aus Abschnitt 5.2.

Bei einem Stempelweg von 0,4 mm zeigt das numerische Modell für beide Fügwerkstoffkombinationen übereinstimmende Hauptflussrichtungen des stempelseitigen Fügewerkstoffs in die axiale Richtung des Stempelvorschubs. Mit zunehmendem Abstand zum Stempelmittelpunkt nimmt der radiale Anteil des Werkstoffflusses, unabhängig vom Schneidgut, zu. Die relative Fließgeschwindigkeit, insbesondere im Bereich der Symmetrieachse, ist aufgrund der größeren Duktiltät von HCT780X höher als bei 22MnB5. Dies bewirkt bereits zu diesem frühen Prozesszeitpunkt eine höhere Durchbiegung des matrizenseitigen Fügewerkstoffs. Im weiteren Prozessverlauf verstärkt sich dieser Einfluss. Bei einem Stempelweg von 1,2 mm zeigt das numerische Modell weiterhin vergleichbare Hauptfließrichtungen des stempelseitigen Fügewerkstoffs. Hinsichtlich der relativen Fließgeschwindigkeit in axialer und radialer Richtung zeigt sich jedoch eine deutliche Abweichung zwischen den verschiedenen Fügewerkstoffkombinationen. Die höhere Durchbiegung und geringere Festigkeit des HCT780X erlaubt zu diesem Zeitpunkt weiterhin eine hohe Fließgeschwindigkeit in axialer Richtung, wobei nur ein geringer Anteil des Werkstoffvolumens im Kontaktbereich des Außenstempels in radialer Richtung verdrängt wird. Die geringere Durchbiegung und höhere Festigkeit des 22MnB5 resultiert in einem höheren Anteil des radial verdrängten Werkstoffvolumens, wodurch der Bodenbereich stärker ausgedünnt wird. Beide Werkstoffkombinationen sind durch vergleichbare Stoffflussgrenzen geprägt. Bei einem Stempelweg von 1,8 mm sind beide matrizenseitigen Fügewerkstoffe geschnitten. Zu diesem Zeitpunkt werden Schneidbutzen und stempelseitiger Werkstoff in die entstandene Fügezone durchgesetzt. Das numerische Modell zeigt dabei keinen signifikanten Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners auf die relative Fließgeschwindigkeit und die Werkstoffflussrichtung des stempelseitigen Fügewerkstoffs. Für beide Fügewerkstoffkombinationen bilden sich die in Abschnitt 6.2.2 identifizierten Stoffflussgrenzen im Wangenbereich der Schneidclinchverbindung aus. Das Werkstoffvolumen des stempelseitigen Fügewerkstoffs in der Fügezone ist dabei für HCT780X weiterhin höher als für 22MnB5. Am Ende des Fügeprozesses, bei einem Stempelweg von 2,7 mm, lässt sich kein signifikanter Unterschied bei der Richtung des Werkstoffflusses feststellen. Aufgrund der geringeren Durchbiegung des Schneidbutzens und dem geringeren Füllgrad der Fügezone ist die relative Fließgeschwindigkeit der Aluminiumlegierung im Bereich des Hinterschnitts bei matrizenseitigem 22MnB5 jedoch höher als bei HCT780X.

Die experimentelle Analyse der Fügepunktausbildung über den Prozessverlauf ist in Bild 46 dargestellt. Hierfür wurden Stufensetzversuche mit ansteigendem Stempelweg für die Fügewerkstoffkombinationen AA6016 und 22MnB5 (siehe Bild 46 links) sowie AA6016 und HCT780X (siehe Bild 46 rechts) durchgeführt. Die Versuchsdurchführung wurde dabei mit einer Schrittweite von 0,2 mm abgebrochen und der Kraft-Weg-Verlauf ermittelt. Anschließend wurden Schliffbilder von vier charakteristischen Prozessbereichen angefertigt und gegenübergestellt. Die sonstigen Werkzeugparameter stimmen mit den numerischen Untersuchungen des Werkstoffflusses überein.

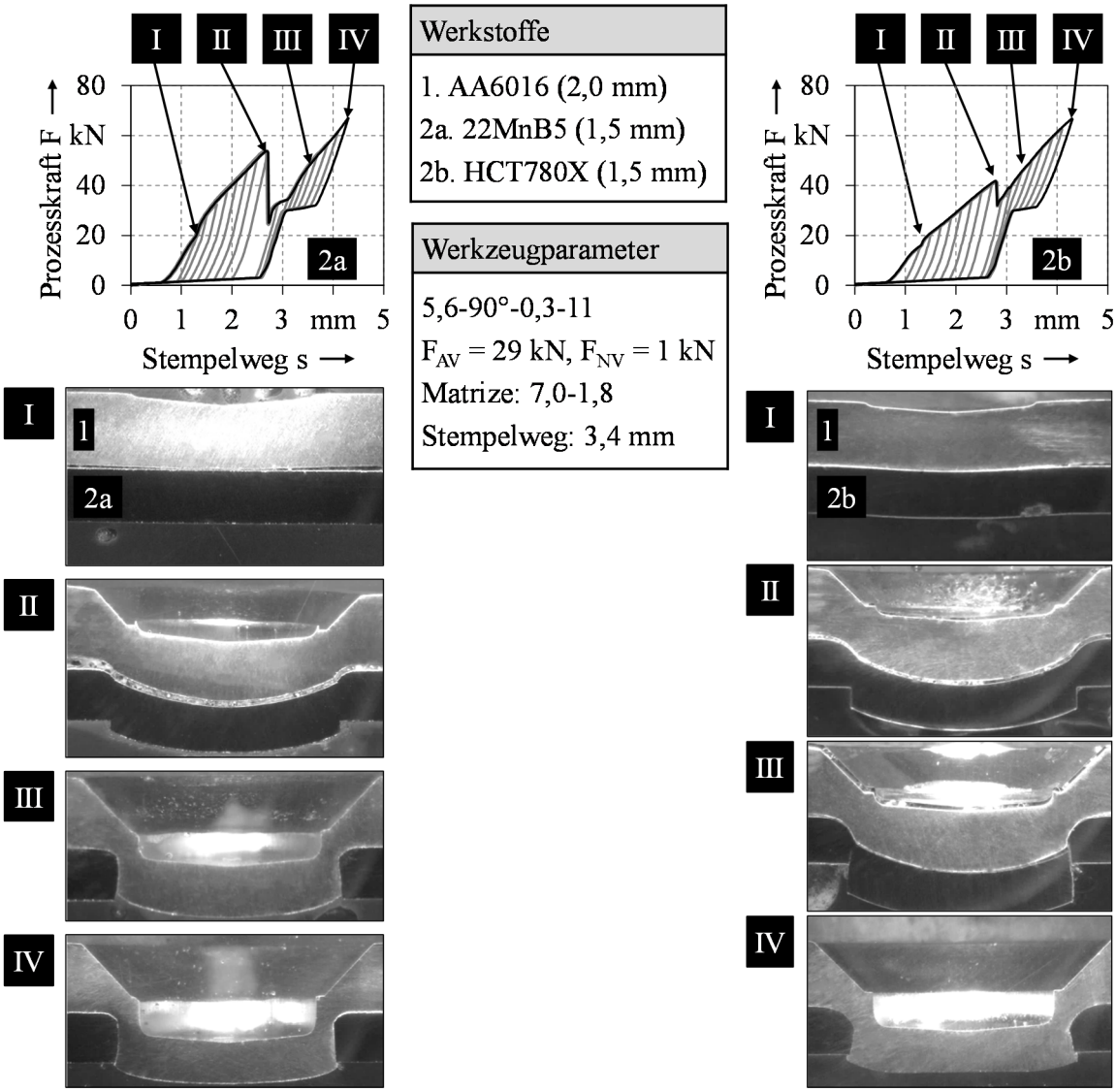


Bild 46: Einfluss des Schneidguts auf die Fügepunktausbildung des Schneidclinchprozesses

Neben dem in Abschnitt 6.1.4 bereits beschriebenen höheren Schneidkraft- und geringeren Schneidwegbedarf für matrizenseitigen 22MnB5, zeigt die Gegenüberstellung der Kraft-Weg-Verläufe beider Fügewerkstoffkombinationen nur geringe Unterschiede nach dem Bruchversagen. Zwar ist der Bereich des freien Durchsetzens des stempelseitigen Werkstoffs und des Schneidbutzens (siehe Bild 41 Teilabschnitt d) bei matrizenseitigem 22MnB5 größer als bei HCT780X, jedoch sind die maximalen Fügekräfte für beide Werkstoffkombinationen mit 67,0 kN (AA6016-22MnB5) und 66,5 kN (AA6016-HCT780X) nahezu identisch. Die Gegenüberstellung der Schliffbilder bestätigt die numerischen Ergebnisse der Werkstoffflussanalyse. Bleiben die geometrischen Unterschiede der Schliffbilder zu Beginn des Schneidclinchprozesses (siehe Bild 46 I) noch gering, so ist die Blechdicke im Bereich der Fügezone kurz vor Eintritt des Bruchversagens bei matrizenseitigem HCT780X aufgrund der geringeren Festigkeit deutlich größer (siehe Bild 46 II) als bei der Kombination aus AA6016 und 22MnB5. Dieser Trend bleibt im weiteren Prozessverlauf bestehen (siehe Bild 46 III). Das größere Werkstoffvolumen in der Fügezone wird beim Querfließpressen der Verbindung für ein besseres Hinterfließen des matrizenseitigen Fügepartners genutzt (siehe Bild 46 IV).

Tabelle 2: Fügepunktkennwerte der Schneidclinchverbindung bei unterschiedlichen matrizenseitigen Fügepartnern

Kennwert (n = 3)	AA6016 - 22MnB5	AA6016 - HCT780X
Wangendicke t_w	0,79 ± 0,01 mm	0,92 ± 0,00 mm
Halsdicke t_n	0,62 ± 0,01 mm	0,53 ± 0,01 mm
Restbodendicke t_b	1,35 ± 0,01 mm	1,39 ± 0,01 mm
Hinterschnitt f	0,09 ± 0,01 mm	0,16 ± 0,01 mm
Elementhöhe h	0,60 ± 0,00 mm	0,56 ± 0,01 mm

Die Kennwerte der Fügeverbindungen bei einem Stempelweg von 3,4 mm (siehe Bild 46 IV) sind in Tabelle 2 dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die unterschiedlichen Restbodendicken, wie sie bei wechselnden matrizenseitigen Fügepartnern im Prozessverlauf auftreten, zum Ende des Fügeprozesses teilweise ausgeglichen werden. Die resultierenden Restbodendicken t_b betragen nach dem Querfließpressen 1,35 ± 0,01 mm (22MnB5) und 1,39 ± 0,01 mm (HCT780X). Gleichzeitig ermöglicht das größere Werkstoffvolumen bei matrizenseitigem HCT780X eine Steigerung des Hinterschnitts f

von 0,09 ± 0,01 mm auf 0,16 ± 0,01 mm. Aus dem größeren Kanteneinzug an der Schnittfläche des Dualphasenstahls folgt eine Reduktion der Halsdicke t_n von 0,62 ± 0,01 mm auf 0,53 ± 0,01 mm bei gleichzeitigem Anstieg der Wangendicke t_w von 0,79 ± 0,01 mm auf 0,92 ± 0,00 mm. Die Elementhöhe h nimmt für den Dualphasenstahl leicht ab, wobei der duktilere Schneidbutzen eine geringere Rundung des Fügepunktes bewirkt.

6.2.4 Zusammenfassung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass der Schneidclinchprozess in fünf Prozessabschnitte mit charakteristischer Stempelkinematik unterteilt werden kann. Die Stempelkinematik beeinflusst anschließend den Werkstoffffluss im Prozessverlauf. Vor dem Eintritt des indirekten Schneidvorgangs bestimmen die Durchbiegung des matrizenseitigen Fügepartners sowie der radial verdrängte Werkstoff einen großen Teil des Materialvolumens in der späteren Fügezone. Unmittelbar nach dem Schneidvorgang und dem Wegfall der matrizenseitigen Fließbehinderung maximiert sich der Werkstoffffluss aus dem Wangenbereich in die Fügezone. Dabei bilden sich charakteristische Stoffflussgrenzen im stempelseitigen Fügepartner zwischen dem Kontaktbereich des Außenstempels und dem Kanteneinzugsbereich der Schnittfläche. Gegen Prozessende wird die Verbindungsausprägung nahezu ausschließlich durch den Werkstoff im Restbodenbereich realisiert. Die untersuchten stempelseitigen Aktivelemente weisen dabei gerade vor dem Bruchversagen des matrizenseitigen Fügepartners nahezu keinen Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf. Nach dem indirekten Schneidprozess bleiben die Fließrichtungen konstant, wobei größere Innenstempeldurchmesser den Querfließpressprozess im Restbodenbereich verstärken. Der Wechsel des matrizenseitigen Werkstoffs hat einen größeren Einfluss auf den Werkstoffffluss beim indirekten Schneidprozess als beim folgenden Fügeprozess. Bei der Fügewerkstoffkombination aus AA6016 und 22MnB5 ist die radiale Werkstoffverdrängung größer und die Durchbiegung des Schneidbutzens kleiner als bei AA6016 und HCT780X. Daraus resultieren ein kleinerer Restbodenbereich vor dem Querfließpressen und damit eine schlechtere Verbindungsausprägung. Die Unterschiede im Werkstoffvolumen können im Fügeprozess nur teilweise durch die geringere Durchbiegung des Schneidbutzens ausgeglichen werden. Die Stoffflussgrenzen im Wangen- und Halsbereich der Schneidclinchverbindung sind bei beiden matrizenseitigen Werkstoffen vergleichbar. Die Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus der Analyse des kombinierten Trenn- und Umformprozesses wird im Folgenden anhand einer umfangreichen experimentellen Variantenanalyse gezeigt.

7 Experimentelle Untersuchung wesentlicher Einflussparameter

Neben der numerischen und experimentellen Analyse der Prozessbestandteile des Schneidclinchens, wie sie in Kapitel 6 anhand von exemplarischen Parameterkombinationen gezeigt werden, ist für eine umfassende Analyse des kombinierten Trenn- und Umformprozesses die Durchführung von weiteren Variantenuntersuchungen notwendig. Das Folgende Kapitel stellt das Versuchsprogramm, die Auswertemethodik sowie die Ergebnisse und die Analyse dieser Variantenuntersuchungen vor.

Das Ziel der Untersuchungen ist es, den Einfluss von werkstoff-, werkzeug- und prozessseitigen Einflussfaktoren auf die Einzelprozesse des kombinierten Trenn- und Umformprozesses sowie die Wechselwirkung zwischen den Prozessen zu analysieren. Des Weiteren ermöglicht die Analyse der geometrischen Kenngrößen sowie der mechanischen Festigkeitskennwerte eine Aussage über die Qualität der Schneidclinchverbindung und damit über den Nutzen einer Werkzeug- oder Prozessanpassung. Die Untersuchungsergebnisse bilden die Basis für die Ableitung von Gestaltungshinweisen für die Praxis.

7.1 Versuchsprogramm und Auswertemethodik

Aufgrund der Vielzahl an beteiligten Werkstück- und Werkzeugkomponenten sowie der Komplexität des Prozesses unterliegt das Schneidclinchen einem breiten Spektrum an Einflussfaktoren. Für die folgenden Variantenuntersuchungen wurde das Versuchsprogramm deshalb auf wesentliche Einflussparameter beschränkt (siehe Bild 47). Diese wurden anhand vorangegangener Arbeiten und eigener Voruntersuchungen ausgewählt. Neben den verwendeten Fügewerkstoffen zählen insbesondere die Geometrie der Aktivelemente sowie verschiedene Prozessgrößen des Schneidclinchens zu den Untersuchungsschwerpunkten. Dabei wird, hinsichtlich der Fügepartner, sowohl der Einfluss der mechanischen Eigenschaften des stempelseitigen und des matrizenseitigen Werkstoffs als auch das Blechdickenverhältnis untersucht. Die Aktivelementgeometrie wird bezüglich des Innenstempeldurchmessers, des Außenstempelöffnungswinkels, der Stirnfase und des Niederhalterdurchmessers variiert. Zusätzlich untersuchte Prozessgrößen sind die Vorspannung des Außenstempels sowie der Verfahrweg des Innenstempels.

Neben den einzelnen Einflussparametern ist in Bild 47 eine Übersicht der Faktorstufen des Versuchsprogramms dargestellt. Die Anzahl der Einflussfaktoren sowie der Faktorstufen erlaubt dabei keine vollfaktorielle Untersuchung der Prozesseinflüsse. Aus diesem Grund werden in den folgenden Variantenuntersuchungen mehrere Versuchsreihen mit jeweils einer Variablen durchgeführt. Die Versuchspläne der einzelnen Versuchsreihen sind in Abschnitt 7.2 für jeden der untersuchten Einflussparameter beschrieben. Faktoren mit einer Faktorstufe werden innerhalb des Versuchsplans konstant gehalten. Jede Faktorkombination wird mit drei Wiederholungen durchgeführt.

Fügewerkstoffe	Aktivelemente	Prozessgrößen
Stempelseitiger Werkstoff AA5083 (s_0 = 2,0 mm) AA5083 (s_0 = 1,5 mm) AA6016 (s_0 = 2,0 mm) AA6016 (s_0 = 1,25 mm)	Innenstempelgeometrie D_I = 5,0 mm; 5,2 mm 5,4 mm; 5,6 mm	Federvorspannung des Außenstempels F_{AV} = 29 kN; 24 kN
	Außenstempelgeometrie α_A = 70°; 90°; 110° Y = 0,3 mm; 0,5 mm	
Matrizenseitiger Werkstoff HCT780X (s_0 = 1,5 mm) 22MnB5 (s_0 = 1,5 mm)	Niederhaltergeometrie d_N = 9 mm; 11 mm	Stempelweg s = 3,1 mm; 3,6 mm

Bild 47: Einflussparameter des Schneidclinchprozesses

Die Auswertemethodik der Variantenuntersuchungen basiert auf drei wesentlichen Schwerpunkten. Zunächst wird der Kraft-Weg-Verlauf des Schneidclinchprozesses (siehe Bild 6) analysiert und die wesentlichen Kennwerte für den indirekten Schneidprozess sowie den Fügeprozess ermittelt. Anschließend werden Schliffbilder der Fügeverbindungen erzeugt und optisch vermessen. Dabei werden sowohl die geometrischen Kenngrößen der Fügepunkte (siehe Bild 7) als auch der Schnittflächen (siehe Bild 3) erfasst und innerhalb der Versuchsreihe gegenübergestellt. Abschließend wird die Tragfähigkeit der Fügeverbindungen untersucht.

Ein exemplarischer Kraft-Weg-Verlauf für eine quasistatische Tragfähigkeitsuntersuchung ist in Bild 48 dargestellt.

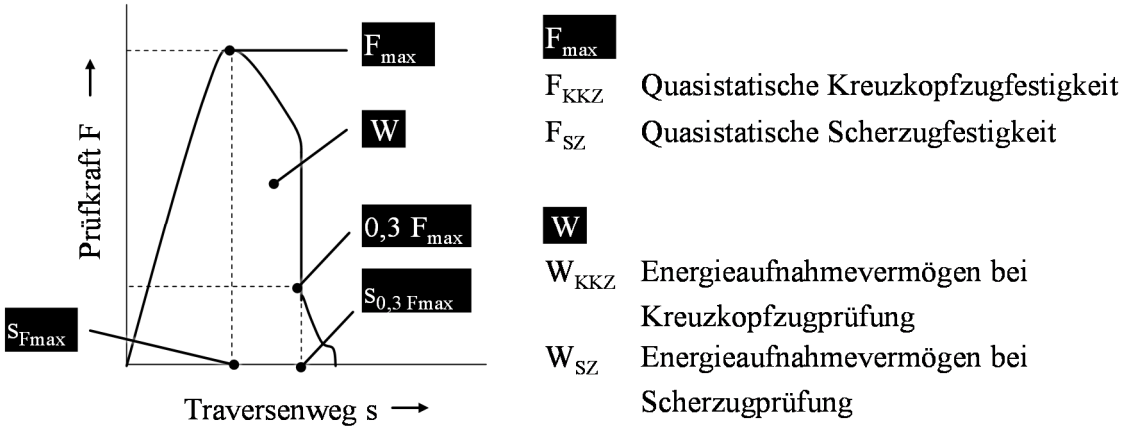


Bild 48: Exemplarischer Kraft-Weg-Verlauf einer quasistatischen Tragfähigkeitsprüfung nach [151]

Für die Bewertung der Verbindungsfestigkeit wird die quasistatische Kreuzkopfzug- und Scherzugfestigkeit sowie das Energieaufnahmevermögen der Verbindung für jede Parameterkombination ermittelt. Die maximale Kreuzkopfzugkraft F_{KKZ} sowie die maximale Scherzugkraft F_{SZ} werden dem Prüfkraftverlauf der Verbindungsprüfung (siehe Abschnitt 4.1.1) entnommen. Die Energieaufnahmevermögen W_{KKZ} und W_{SZ} entsprechen jeweils dem Integral aus aufgebrachter Kraft F über den Traversenweg s (siehe Gl. 5) [151].

$$W = \int_0^s F\, ds \qquad \text{Gl. 5}$$

Zur Steigerung der Vergleichbarkeit zwischen den Versuchsreihen wird das Energieaufnahmevermögen jedoch nur bis zu einem Kraftabfall von 70 % der maximalen Festigkeit ausgewertet (siehe Gl. 6). Damit können Schwankungen am Ende der Verbindungsprüfung reduziert werden, die durch das Verhaken einzelner Proben entstehen können.

$$W = \int_0^{s_{0,3\,Fmax}} F\, ds \qquad \text{Gl. 6}$$

Die Probengeometrien für die unterschiedlichen Untersuchungen sind in Abschnitt 0 beschrieben. Eine Zusammenfassung der Untersuchungsschwerpunkte und Zielgrößen der Variantenuntersuchungen ist in Bild 49 dargestellt.

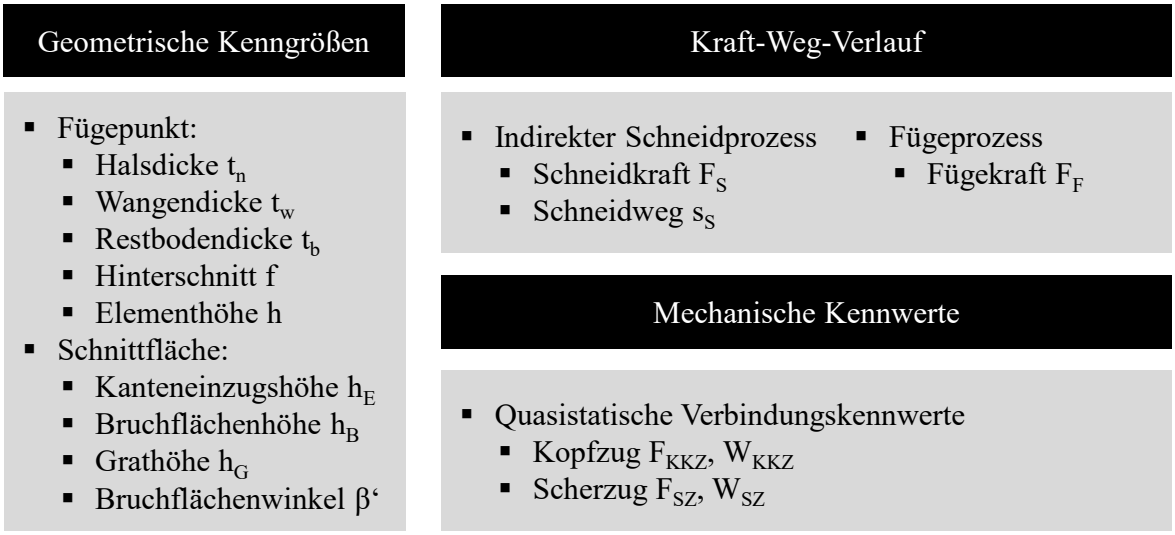


Bild 49: Untersuchungsschwerpunkte und Zielgrößen der Variantenuntersuchungen

7.2 Analyse der Prozesseinflüsse

Im Folgenden werden die untersuchten Parametervariationen und die Ergebnisse aus den durchgeführten Versuchsreihen vorgestellt und analysiert. Hierfür wird jeder Einflussfaktor separat untersucht und die Ergebnisse der Faktorstufen gegenübergestellt. Gleichbleibende Parameter zwischen den einzelnen Versuchsreihen ermöglichen dabei auch die Vergleichbarkeit der verschiedenen Prozesseinflüsse über die Versuchsreihen hinweg.

7.2.1 Fügewerkstoffkombination

Die Fügewerkstoffe können beim Schneidclinchen sowohl stempelseitig als auch matrizenseitig variiert werden. Für die Einflussanalyse der Fügewerkstoffkombination werden deshalb zwei stempelseitige Aluminiumlegierungen (AA6016, AA5083) sowie zwei matrizenseitige Stahlwerkstoffe (22MnB5, HCT780X) und deren Wechselwirkung untersucht. Die mechanischen Eigenschaften der Fügewerkstoffe sind in Abschnitt 4.3 dargestellt. Das Blechdickenverhältnis wird, mit einer stempelseitigen Ausgangsblechdicke von 2,0 mm und einer matrizenseitigen Ausgangsblechdicke von 1,5 mm, konstant gehalten. Die Versuchsreihe wird mit der Stempelvariante 5,4-90°-0,4-9 und der Matrizenvariante 7,0-1,8 durchgeführt. Die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht variiert. Bild 50 zeigt die Versuchsreihe sowie exemplarische Schliffbilder der Versuchsergebnisse.

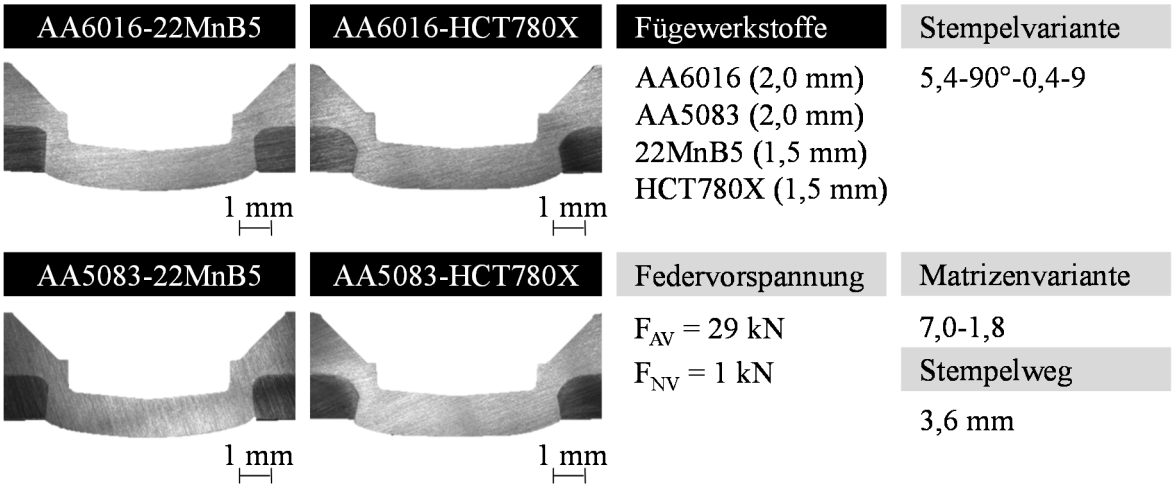


Bild 50: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation der Fügewerkstoffe

Die qualitative Analyse der Schliffbilder belegt, dass alle vier Werkstoffkombinationen für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf, der Schneidbutzen ist vollständig ausgestoßen und die Fügezone ausgefüllt. Der Wechsel des stempelseitigen Fügepartners zeigt dabei einen geringeren Einfluss auf das Prozessergebnis als der Wechsel des matrizenseitigen Werkstoffs. Dies wird im Folgenden genauer erläutert.

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation der Fügewerkstoffe sind in Bild 51 dargestellt. Der Kraft-Weg-Verlauf weist dabei nahezu keinen unterschiedlichen Verlauf zwischen stempelseitigem AA6016 und AA5083 auf. Sowohl der Kraftanstieg bis zum Eintritt des indirekten Schneidprozesses als auch der Kurvenverlauf beim Fügeprozess und beim Öffnen des Werkzeugs stimmen überein. Der Schneidweg s_S zeigt aufgrund der indirekt übertragenen Umformkraft (siehe Abschnitt 6.1.3) keine signifikante Änderung. Die benötigte Schneidkraft F_S sowie die maximale Fügekraft F_F steigen bei stempelseitigem AA6016 geringfügig um 1 bis 2 kN an. Dies kann auf die höhere Festigkeit der 6000er Aluminiumlegierung (siehe Abschnitt 4.3.1) zurückgeführt werden.

Die Variation des matrizenseitigen Fügepartners hat einen deutlich größeren Einfluss auf den Prozesskraftverlauf. Unabhängig von der Wahl des stempelseitigen Fügepartners ist der Kraftanstieg des indirekten Schneidprozesses bei matrizenseitigem HCT780X aufgrund der nahezu halbierten Werkstofffestigkeit deutlich geringer ausgeprägt als bei 22MnB5. Gleichzeitig tritt der Schneidvorgang bei geringerer Kraft und höherem Stempelweg auf. Die benötigte Schneidkraft F_S beträgt dabei 49,6 ±0,1 kN für die Kombination AA6016-22MnB5 und 39,0 ±0,2 kN für AA6016-HCT780X. Der Schneidweg s_S

steigt für beide stempelseitigen Werkstoffe beim HCT780X infolge der höheren Duktilität des Dualphasenstahls um ca. 0,15 mm an. Nach dem Bruchversagen des matrizenseitigen Fügepartners gleicht sich der Prozesskraftverlauf für die verschiedenen Werkstoffkombinationen wieder an. Der Einfluss des matrizenseitigen Werkstoffs auf die benötigte Fügekraft F_F ist deutlich geringer ausgeprägt als auf die Schneidkraft F_S. Hierbei zeigt sich sowohl bei AA6016 als auch bei AA5083 ein leichter Anstieg der maximalen Fügekraft (ca. 1 kN) für matrizenseitigen HCT780X. Wie in Abschnitt 6.2.3 beschrieben, folgt dies sowohl aus dem höheren resultierenden Werkstoffvolumen in der Fügezone als auch aus der Werkzeugkinematik am maximalen Stempelweg des Schneidclinchprozesses. Zu diesem Zeitpunkt wird die Umformarbeit nahezu ausschließlich durch den Innenstempel verrichtet, wobei nur noch der stempelseitige Fügepartner direkt umgeformt wird und der Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners auf die Prozesskraft vernachlässigt werden kann.

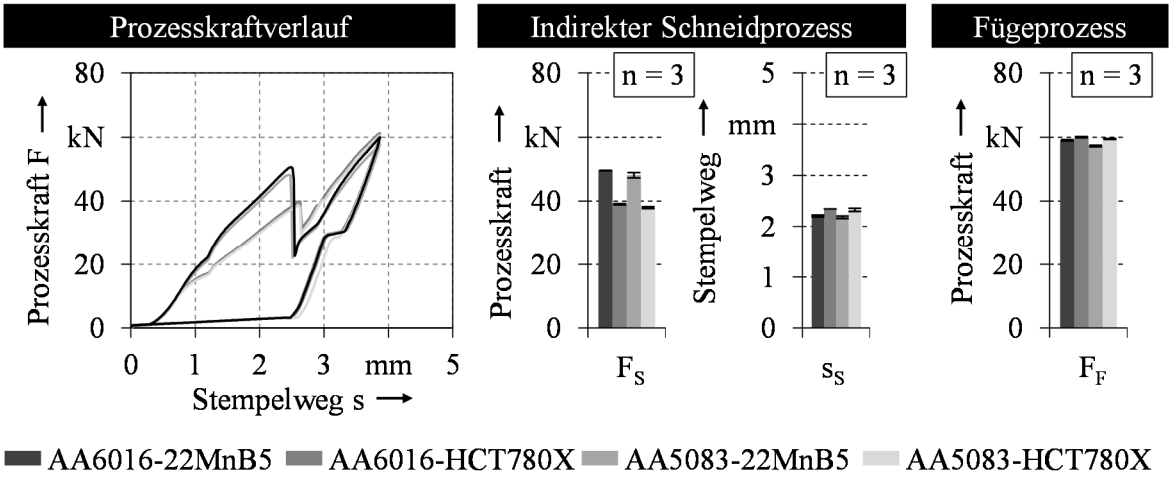


Bild 51: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation der Fügewerkstoffe

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation der Fügewerkstoffe sind in Bild 52 dargestellt. Ähnlich dem Prozesskraftverlauf erweist sich auch hier ein deutlich größerer Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners, wobei zwischen den beiden stempelseitigen Aluminiumlegierungen kein deutlicher Trend hinsichtlich der geometrischen Ausprägungen auftritt. Bei den Fügepunktkenngrößen führt ein duktilerer matrizenseitiger Fügepartner insgesamt zu einer Erhöhung der Wangendicke t_w, zu kleineren Halsdicken t_n und zu einem deutlich größeren Hinterschnitt f. Der Einfluss auf die Restbodendicke t_b und die Elementhöhe h ist geringer ausgeprägt. Auch bei den Schnittflächenkenngrößen zeigt sich für beide Aluminiumlegierungen ein großer Einfluss des matrizenseitigen Fügepartners. Beim duktileren HCT780X ist die Kanteneinzugshöhe h_E mit

ca. 0,8 mm mehr als doppelt so groß wie bei 22MnB5. Gleichzeitig ist der Bruchflächenanteil h_B deutlich geringer. Im Unterschied zum pressgehärteten Stahl bildet sich bei den Werkstoffkombinationen mit HCT780X ein Schneidgrat aus. Die Bruchflächenwinkel β‘ sind beim duktileren HCT780X größer ausgeprägt. Die Ursachen für den Einfluss des matrizenseitigen Werkstoffs auf die geometrische Fügepunkt- und Schnittkantenausbildung sind in Abschnitt 6.2.3 bereits erläutert. Zusätzlich belegen diese Ergebnisse jedoch, dass der Festigkeitsunterschied der untersuchten stempelseitigen Fügepartner, unabhängig der Werkstoffkombination, keinen direkten Einfluss auf die geometrischen Kenngrößen hat.

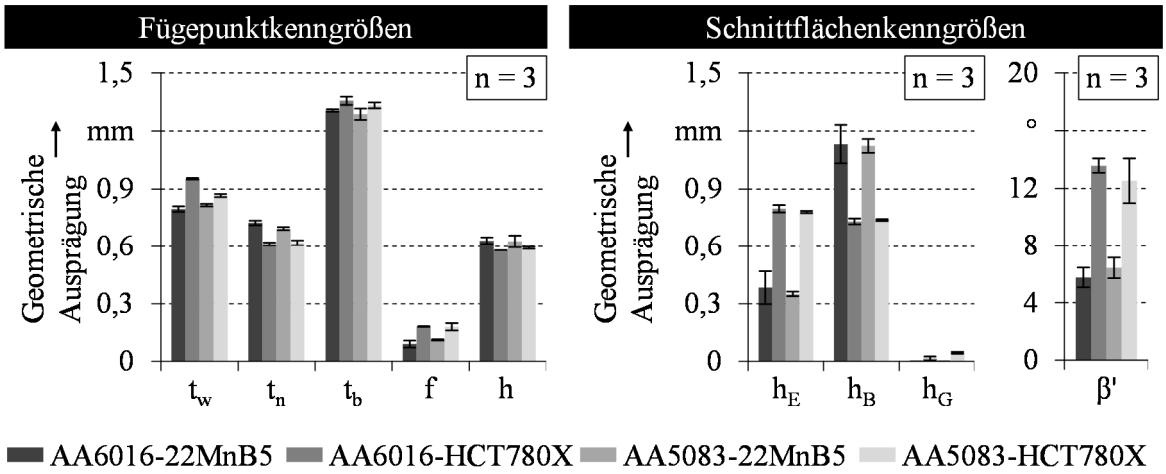


Bild 52: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation der Fügewerkstoffe

Der Einfluss der Fügewerkstoffkombination auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung ist in Bild 53 dargestellt. Dabei zeigen sich sowohl Einflüsse des stempelseitigen als auch des matrizenseitigen Fügewerkstoffs.

Die höhere Festigkeit und Bruchdehnung des stempelseitigen AA6016 führt für beide matrizenseitigen Fügewerkstoffe zu einer höheren Verbindungsfestigkeit (ca. 0,2 kN) und einer höheren Energieaufnahme (ca. 3,5 Nm) im Kopfzugversuch. Bei der Scherzugprüfung ist keine signifikante Änderung der Verbindungsfestigkeit, aber ein leichter Trend zu einer kleineren Energieaufnahme für stempelseitigen AA6016 feststellbar. Diese Reduktion steht im Widerspruch zu der höheren Bruchdehnung von AA6016 und ist über eine höhere Vorverfestigung im Fügeprozess erklärbar.

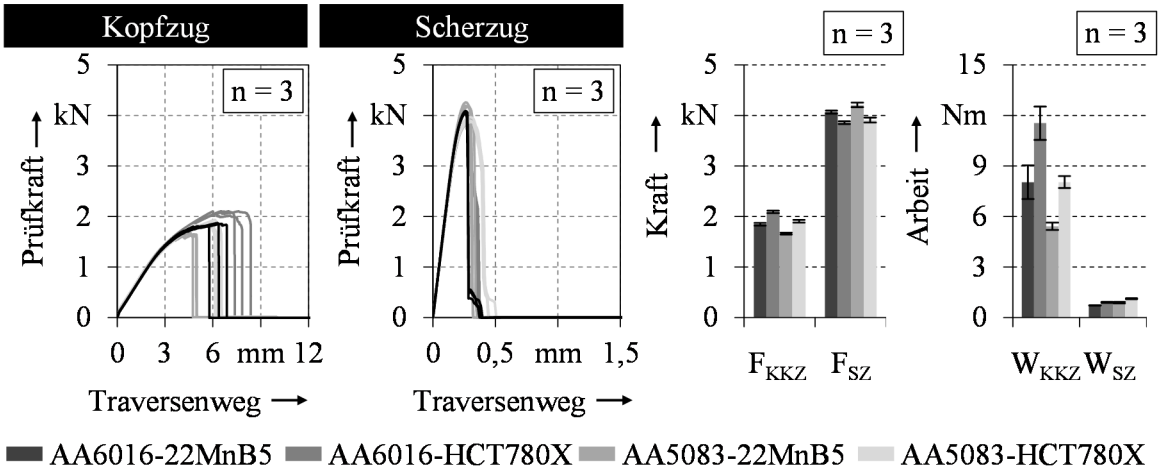


Bild 53: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation der Fügewerkstoffe

Verglichen mit beiden Aluminiumlegierungen hat der matrizenseitige Fügepartner auch hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit einen größeren Einfluss auf das Prozessergebnis. Jedoch zeigt sich bei der Analyse, dass die höhere Festigkeit des 22MnB5 den gegenteiligen Effekt auf die Kopfzugfestigkeit hat. Infolge der Probengeometrie einer Kreuzkopfzugprobe führt die höhere Festigkeit des pressharten Stahls zu einer geringeren Durchbiegung der Probe und damit zu einer ungünstigeren Krafteinleitung im Halsbereich der Fügeverbindung. Sowohl die Kopfzugfestigkeit F_{KKZ} als auch die Energieaufnahme W_{KKZ} fallen hierbei um 0,25 kN bzw. 3,5 Nm geringer aus als bei HCT780X. Die Scherzugfestigkeit F_{SZ} und die Energieaufnahme W_{SZ} nehmen aufgrund der höheren Halsbreite bei gleichzeitig ausreichender Wangendicke für matrizeseitigen 22MnB5 zu. Die Scherzugfestigkeit steigt dabei auf bis zu 4,21 kN für die Werkstoffkombination aus AA5083 und 22MnB5 an.

7.2.2 Blechdickenverhältnis

Neben den mechanischen Eigenschaften des stempelseitigen und des matrizenseitigen Fügepartners hat auch deren Blechdickenverhältnis einen Einfluss auf den Schneidclinchprozess. Für die Einflussanalyse werden deshalb verschiedene stempelseitige Blechdicken untersucht. Aufgrund der verfügbaren Blechhalbzeuge werden hierbei die beiden Aluminiumlegierungen AA5083 mit den Ausgangsblechdicken 2,0 mm und 1,5 mm sowie AA6016 mit der Ausgangsblechdicke 1,25 mm eingesetzt. Wie in Abschnitt 7.2.1 beschrieben, kann der Einfluss der Aluminiumlegierung auf den Prozessverlauf, die geometrischen Kenngrößen und die Verbindungsfestigkeit jedoch vernachlässigt werden. Als matrizenseitiger Fügepartner wird 22MnB5 in der Ausgangsblechdicke 1,5 mm verwendet. Die Versuchsreihe wird mit der Stempelvariante 5,4-90°-0,4-9 und der Matrizenvariante 7,0-1,8 durchgeführt.

Die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht variiert. In Bild 54 sind die Versuchsreihe sowie exemplarische Schliffbilder dargestellt.

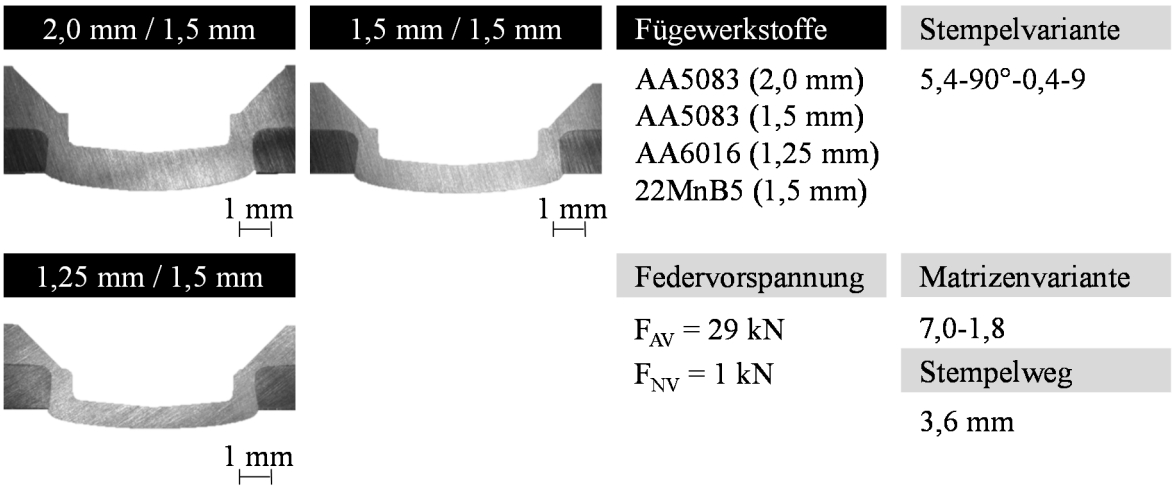


Bild 54: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation der Blechdicken

Die qualitative Analyse der Schliffbilder belegt, dass alle drei untersuchten stempelseitigen Blechdicken für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist vollständig ausgestoßen. Die Fügezone ist auch bei kleinerem Blechdickenverhältnis vollständig ausgefüllt, wobei die Ausdünnung im Wangenbereich zunimmt.

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Blechdickenverhältnisses der Fügewerkstoffe sind in Bild 55 dargestellt. Der Kraft-Weg-Verlauf des Schneidclinchprozesses weist für die verschiedenen stempelseitigen Blechdicken zunächst einen identischen Verlauf auf. Sowohl am Beginn der Umformung durch den Innenstempel als auch nach dem Kontakt des Außenstempels ist dies auf die identische Auflagefläche der Stempelelemente und den damit verbundenen gleichbleibenden Kraftanstieg im indirekten Schneidprozesses zurückzuführen. Ein wesentlicher Unterschied ist jedoch der Schneidweg s_S und die dabei benötigte Schneidkraft F_S. Mit abnehmender stempelseitiger Blechdicke reduziert sich der Schneidweg deutlich von 2,18 ± 0,03 mm (s_o = 2,0 mm) auf 1,77 ± 0,02 mm (s_o = 1,25 mm). Gleichzeitig nimmt die benötigte Schneidkraft um mehr als 6 kN ab. Die Unterschiede sind durch die indirekte Übertragung der Schneidkraft (siehe Abschnitt 6.1.3) erklärbar. Dabei werden, sowohl aufgrund des bei kleinerer stempelseitiger Blechdicke abnehmenden Abstandes zwischen den Aktivelementen und dem Schneidgut als auch durch

die höhere Verfestigung des Aluminiums bei gleichem Stempelweg, versagenskritische Spannungszustände im matrizenseitigen Fügepartner schneller und bei geringerem Kraftbedarf erreicht. Nach dem Durchsetzen des stempelseitigen Fügepartners und des Schneidbutzens steigt der Kraftbedarf beim Querfließpressen des Restbodens für die untersuchten Varianten in vergleichbarem Ausmaß an. Die maximale Fügekraft F_F ist bei kleinerem Blechdickenverhältnis und gleichem absoluten Verfahrweg des Innenstempels um bis zu 7,9 kN höher. Dies resultiert aus der Versuchsdefinition, wobei bei einem dünnerem Aluminiumblech und gleichem Verfahrweg der relative Anteil des Querfließpressens und damit die benötigte Umformkraft zunimmt.

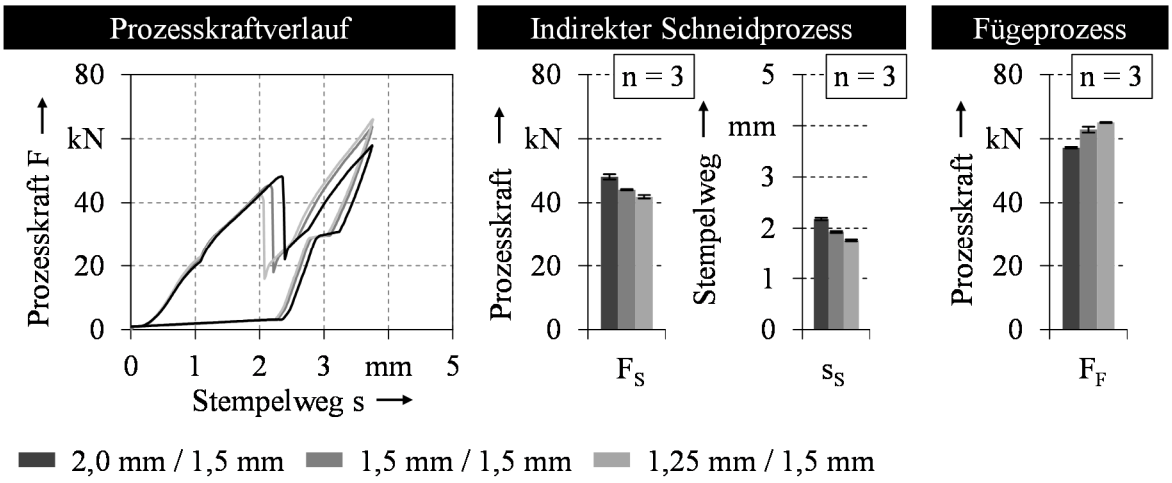


Bild 55: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation der Blechdicken

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation der stempelseitigen Ausgangsblechdicke sind in Bild 56 dargestellt. Auch hier lässt sich ein deutlicher Einfluss des Blechdickenverhältnisses der Fügepartner feststellen.

Die Fügepunktkenngrößen weichen insbesondere hinsichtlich der Wangendicke t_w und der Restbodendicke t_b ab. Die Wangendicke reduziert sich dabei nahezu linear von 0,82 ± 0,01 mm (s_o = 2,0 mm) auf 0,35 ± 0,01 mm (s_o = 1,25 mm). Die Restbodendicke nimmt um 0,55 mm ab. Damit ist die Reduktion der Kenngrößen zwar auf die geringere Blechdicke des stempelseitigen Fügepartners zurückzuführen, sie fällt aber aufgrund der Werkzeugelastizität geringer aus als der absolute Blechdickenunterschied der Ausgangsbleche. Die Halsdicke t_n, der Hinterschnitt f und die Elementhöhe h sind geometrisch durch das Werkzeug bestimmt und weisen keine signifikante Änderung außerhalb der Standardabweichung auf. Aufgrund der höheren Fügekraft und der damit verbundenen höheren Einfederung des Ambosses ist hinsichtlich der Elementhöhe jedoch ein leicht ansteigender

Trend für kleinere stempelseitige Blechdicken messbar. Die Schnittflächenkenngrößen Kanteneinzugshöhe h_E, Bruchflächenhöhe h_B und Bruchflächenwinkel β‘ zeigen deutliche Schwankungen bei der Variation der stempelseitigen Ausgangsblechdicke. Dabei lässt sich jedoch kein eindeutiger Trend hinsichtlich kleinerer oder größerer Blechdickenverhältnisse feststellen. Eine Gratbildung h_G ist bei keiner der untersuchten Varianten messbar.

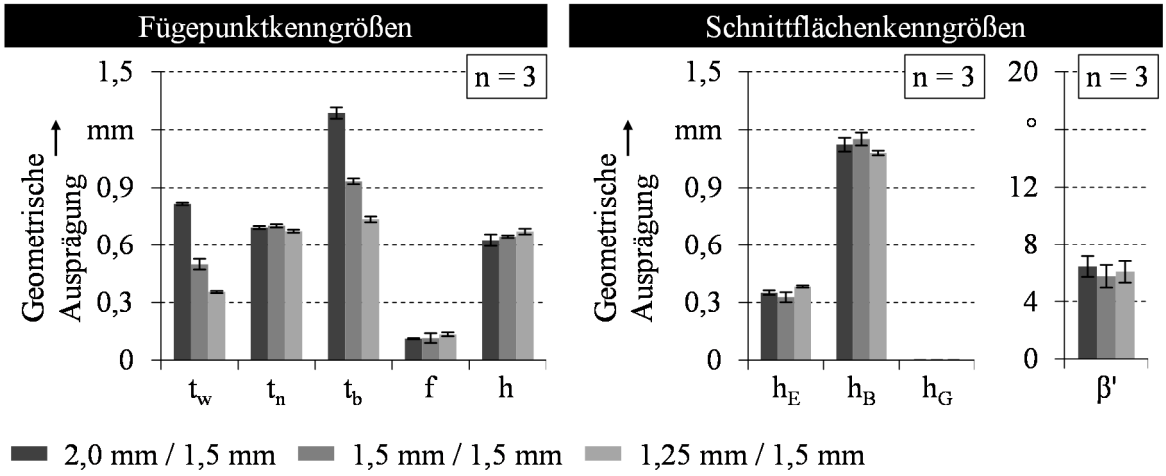


Bild 56: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation der Blechdicken

Der Einfluss der stempelseitigen Blechdicke auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung ist in Bild 57 dargestellt. Hierbei zeigt sich ein noch größerer Einfluss des Blechdickenverhältnisses auf die mechanische Festigkeit als bei der Variation der Fügepartner.

Der qualitative Vergleich der Prüfkraftverläufe belegt, dass alle untersuchten stempelseitigen Blechdicken eine geringe Streuung der Prüfkraft und des Traversenwegs bis zum Versagen aufweisen. Dies bestätigt die bisherigen Ergebnisse hinsichtlich stabiler Verbindungsqualität und hoher Prozessstabilität. Eine zunehmende stempelseitige Blechdicke hat dabei, aufgrund eines ansteigenden kraftübertragenden Querschnitts in Hals- und Wangenbereich der Fügeverbindungen, einen klar positiven Effekt auf die mechanische Festigkeit der Schneidclinchverbindung. Die maximale Scherzugfestigkeit F_{SZ} steigt für höhere Blechdicken von 2,53 ± 0,09 kN (s_0 = 1,25 mm) auf 4,21 ± 0,04 kN (s_0 = 2,0 mm) an. Die Kopfzugfestigkeit F_{KKZ} verdoppelt sich von 0,76 ± 0,03 kN (s_0 = 1,25 mm) auf 1,66 ± 0,02 kN (s_0 = 2,0 mm). Auch das Energieaufnahmevermögen der Schneidclinchverbindung steigt bei höheren stempelseitigen Blechdicken an. Unter Kopfzugbelastung ist die Steigerung jedoch deutlich stärker ausgeprägt als bei der Scherzugprüfung.

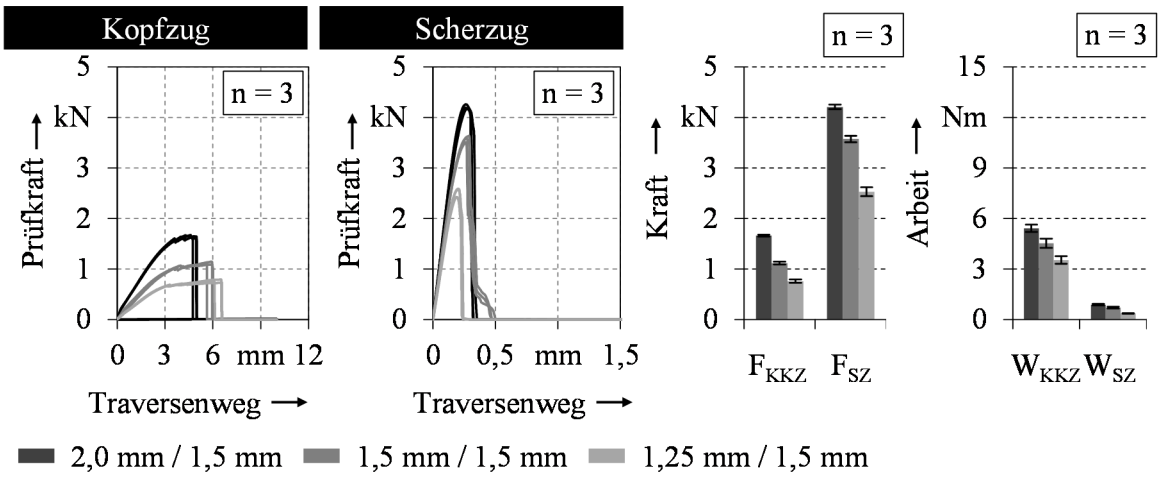


Bild 57: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation der Blechdicken

7.2.3 Innenstempelgeometrie

Bei der Qualifizierung des Schneidclinchprozesses [18] hat sich der Innenstempeldurchmesser als ein wesentlicher Einflussfaktor auf die Verbindungsausprägung erwiesen. Im Folgenden wird deshalb der Einfluss des Innenstempels genauer untersucht. Neben der Analyse des Innenstempeleinflusses auf geometrische Kenngrößen werden die Varianten auch hinsichtlich der Prozesskraft und der mechanischen Verbindungsfestigkeit bewertet. Um übertragbare Erkenntnisse für die Praxis zu erhalten, werden neben dem Innenstempeleinfluss auch dessen Wechselwirkung mit dem matrizenseitigen Fügewerkstoff und der stempelseitigen Blechdicke analysiert. Hierfür wird jede Faktorkombination in einer eigenen Versuchsreihe untersucht und anschließend miteinander verglichen.

Innenstempelvariation für matrizenseitigen 22MnB5

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation des Innenstempels bei stempelseitigem AA5083 (s_o = 2,0 mm) und matrizenseitigem 22MnB5 (s_o = 1,5 mm) sind in Bild 58 dargestellt. Der Innenstempeldurchmesser D_I wird für die Versuchsreihe in 0,2 mm Schritten von 5,6 mm bis 5,0 mm variiert. Der Außenstempelöffnungswinkel α_A = 90° und der Niederhalterdurchmesser d_N = 9 mm bleiben konstant. Mit sinkendem Innenstempeldurchmesser steigt die Außenstempelstirnfase Y von 0,3 mm auf 0,6 mm an. Dadurch wird der horizontale Abstand zwischen Außenstempel und Matrizenschneidkante innerhalb der Versuchsreihe konstant gehalten. Die Matrizenvariante (7,0-1,8), die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht variiert.

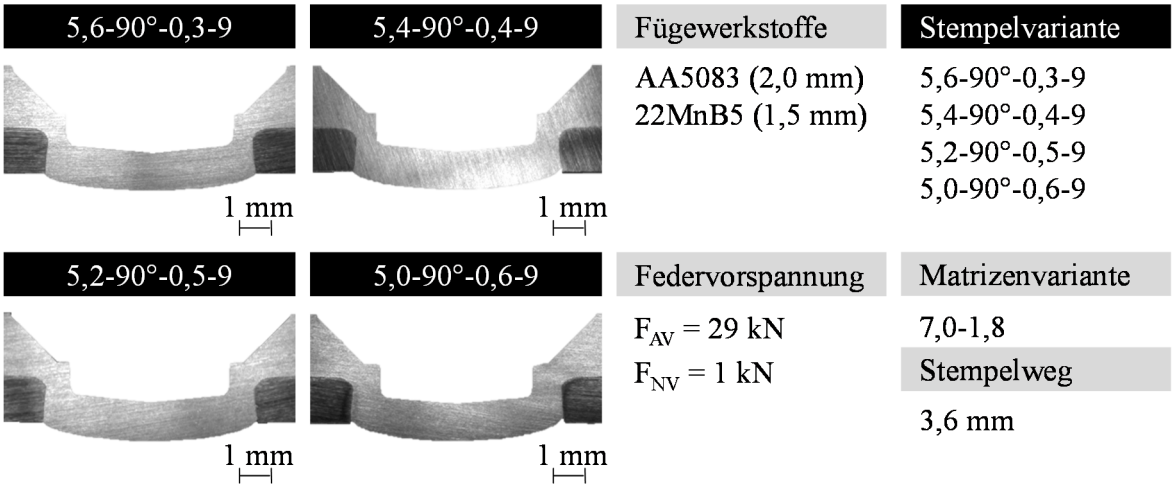


Bild 58: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation des Innenstempels (22MnB5)

Die qualitative Analyse der Schliffbilder zeigt, dass alle vier untersuchten Innenstempeldurchmesser für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist vollständig ausgestoßen. Der Füllgrad der Fügezone nimmt bei kleineren Innenstempeldurchmessern leicht ab. Letzteres bestätigt die Erkenntnisse über den Werkstoffffluss im Schneidclinchprozess sowie die numerisch identifizierte Bedeutung des Innenstempeldurchmessers für die Formfüllung beim Querfließpressen der Fügeverbindung (siehe Abschnitt 6.2.2).

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Innenstempeldurchmessers und der Fügewerkstoffkombination aus AA5083 (s_0 = 2,0 mm) und 22MnB5 (s_0 = 1,5 mm) sind in Bild 59 dargestellt.

Der Kraft-Weg-Verlauf weist insbesondere beim indirekten Schneidprozess nur geringe Abweichungen auf. Ist der Kraftanstieg und die benötigte Schneidkraft F_S bei einem Innenstempeldurchmesser D_I von 5,6 mm noch leicht erhöht, sind sowohl beim Schneidkraftbedarf der kleineren Innenstempel als auch beim Schneidweg aller Innenstempel keine signifikanten Einflüsse messbar. Dies lässt sich auf die im Schneidclinchprozess kombiniert wirkenden Stempelelemente zurückführen, wobei für die untersuchten Varianten die kumulierte Wirkfläche von Innen- und Außenstempel gleich bleibt. Beim Querfließpressen weist der Kraft-Weg-Verlauf hauptsächlich am Prozessende einen Einfluss des Innenstempeldurchmessers nach. Die maximale Fügekraft F_F steigt dabei von 53,83 ± 0,42 kN (5,2-90°-0,6-9) auf 61,37 ± 0,75 kN (5,6-90°-0,3-9) an. Nach überwundener Federvorspannung des Außenstempels ist dieser Kraftanstieg durch die höhere Kontaktfläche des Innenstempels und die damit einhergehende größere Umformzone erklärbar.

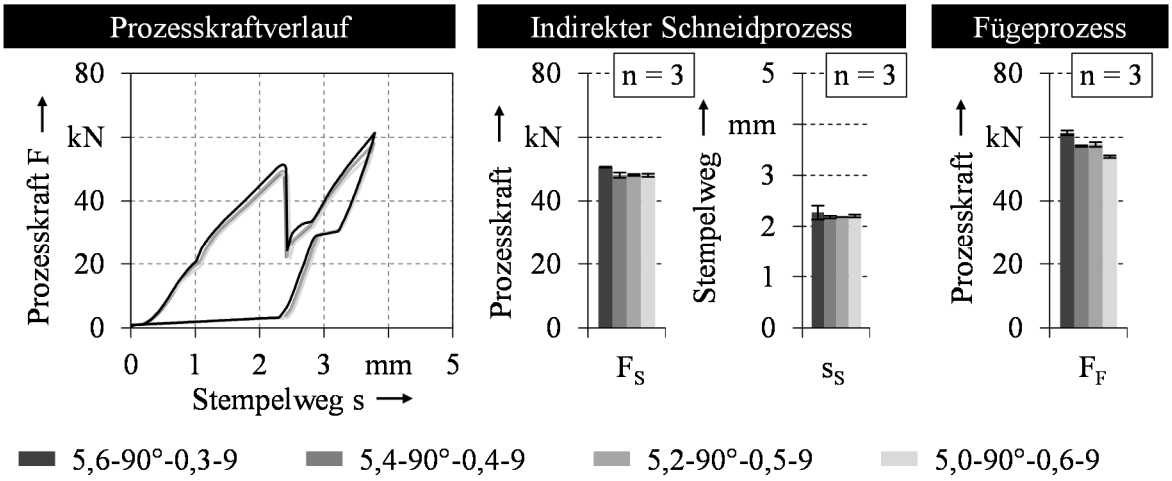


Bild 59: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation des Innenstempels (22MnB5)

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation des Innenstempeldurchmessers und der Fügewerkstoffkombination aus AA5083 (s_0 = 2,0 mm) und 22MnB5 (s_0 = 1,5 mm) sind in Bild 60 dargestellt.

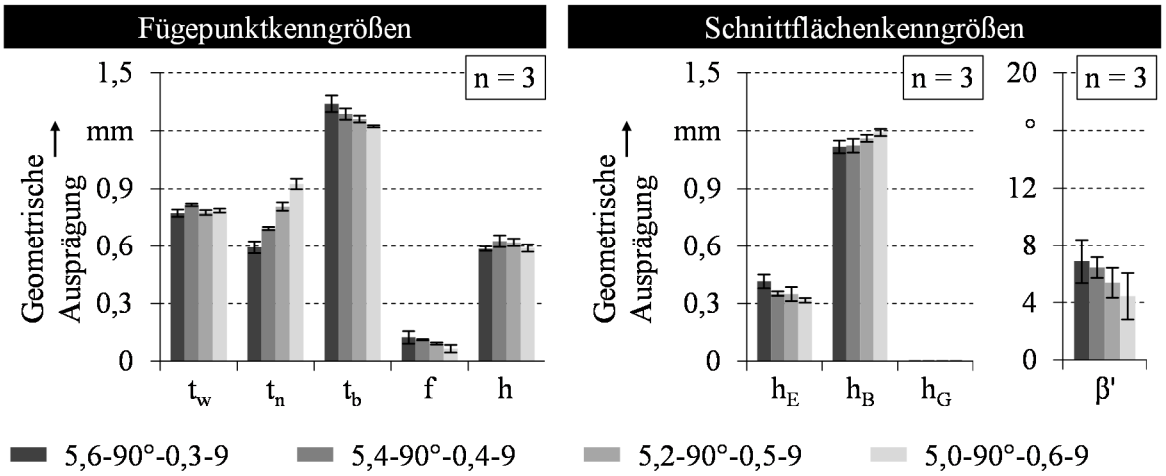


Bild 60: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation des Innenstempels (22MnB5)

Die Fügepunktkenngrößen zeigen einen deutlichen Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die Halsdicke t_n, die Restbodendicke t_b und den Hinterschnitt f. Durch den festen Abstand zwischen dem Innenstempel und der Schnittkante des matrizenseitigen Fügepartners steigt die Halsdicke bei kleineren Innenstempeln von 0,59 ± 0,03 mm (D_I = 5,6 mm) auf 0,92 ± 0,03 mm (D_I = 5,0 mm) an. Gleichzeitig sinkt die Restbodendicke um 0,1 mm aufgrund der geringeren Fügekraft und der damit verbundenen geringeren elastischen Deformation des Ambosses. Der Hinterschnitt der Fügeverbindung reduziert sich durch die geringere Wirkung des Innenstempels beim Querfließpressen

von 0,12 ± 0,03 mm (D_I = 5,6 mm) auf 0,07 ± 0,02 mm (D_I = 5,0 mm). Die Wangendicke t_w und die Elementhöhe h bleiben nahezu konstant. Der Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die Schnittflächenkenngrößen fällt aufgrund der indirekten Stempelwirkung im Schneidprozess (siehe Abschnitt 6.1.3) geringer aus. Ein steigender Innenstempeldurchmesser resultiert in der Versuchsreihe in einem geringen Anstieg der Kanteneinzugshöhe h_E und einer leichten Reduktion der Bruchflächenhöhe h_B. Der Bruchflächenwinkel weist bei größeren Innenstempeln, trotz hoher Standardabweichung, einen Trend zu steigenden Bruchflächenwinkeln β‘ auf. Keine der Varianten resultiert in einer Schneidgratbildung.

Der Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung für die Fügewerkstoffkombination aus stempelseitigem AA5083 (s_0 = 2,0 mm) und matrizenseitigem 22MnB5 (s_0 = 1,5 mm) ist in Bild 61 dargestellt.

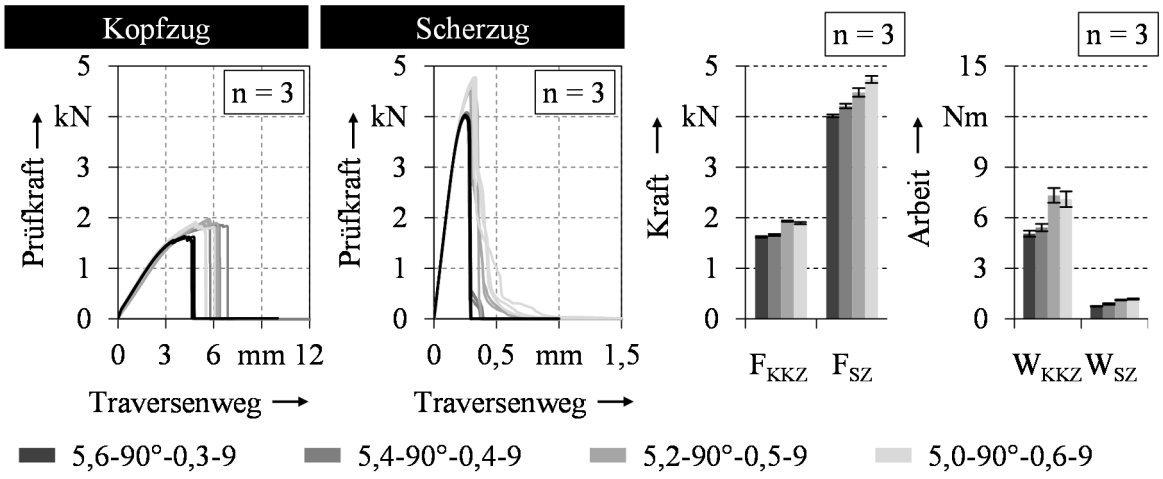


Bild 61: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Innenstempels (22MnB5)

Der qualitative Vergleich der Prüfkraftverläufe zeigt für jede Stempelvariante eine geringe Streuung der Einzelversuche hinsichtlich der Prüfkraft bei Kopzug- und Scherzugbeanspruchung. Dies bestätigt die Anwendbarkeit der untersuchten Stempelvarianten ohne gleichzeitiges Absinken der Prozessstabilität. Mit sinkendem Innenstempeldurchmesser steigt dabei die Scherzugfestigkeit F_{SZ} von 4,02 ± 0,03 kN (D_I = 5,6 mm) auf 4,74 ± 0,07 kN (D_I = 5,0 mm) und die Kopfzugfestigkeit F_{KKZ} von 1,62 ± 0,01 kN (D_I = 5,6 mm) auf 1,90 ± 0,02 kN (D_I = 5,0 mm) an. Gleichzeitig erhöht sich das Energieaufnahmevermögen bei Scherzugbeanspruchung W_{SZ} von 0,75 ± 0,02 Nm auf 1,18 ± 0,04 Nm und bei Kopfzugbeanspruchung W_{KKZ} von 5,06 ± 0,19 Nm auf 7,11 ± 0,46 Nm. Ähnlich den Untersuchungsvarianten mit steigender stempelseitiger Ausgangsblechdicke, ist der Anstieg der mechanischen Festigkeit

bei sinkendem Innenstempeldurchmesser auf einen größeren kraftübertragenden Querschschnitt in Hals- und Wangenbereich der Fügeverbindung zurückzuführen.

Innenstempelvariation für matrizenseitigen HCT780X

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation des Innenstempels bei stempelseitigem AA5083 (s_0 = 2,0 mm) und matrizenseitigem HCT780X (s_0 = 1,5 mm) sind in Bild 62 dargestellt. Dabei werden die sonstigen Versuchsparameter der Innenstempelvariation mit matrizenseitigem 22MnB5 nicht verändert.

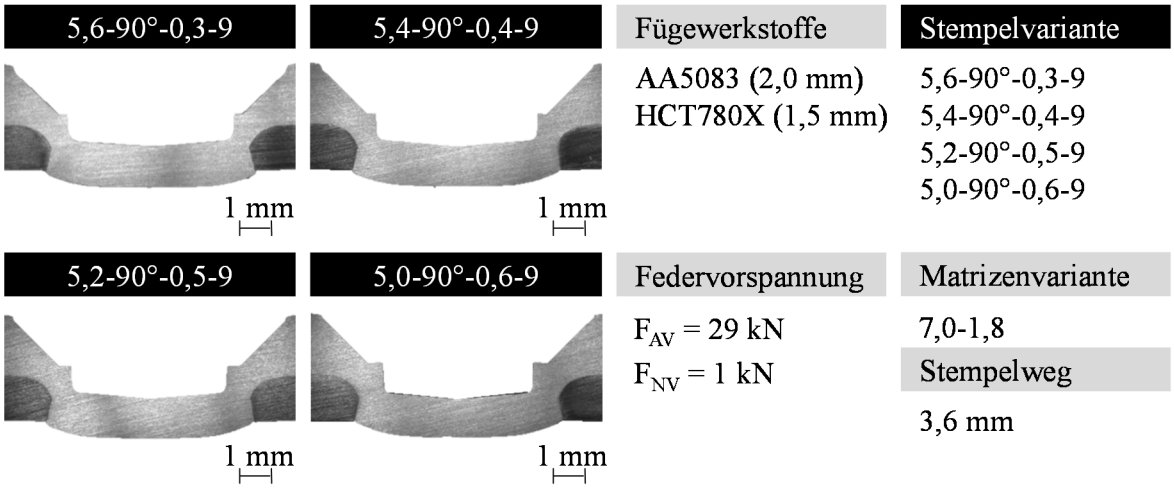


Bild 62: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation des Innenstempels (HCT780X)

Die qualitative Analyse der Schliffbilder belegt, dass die vier untersuchten Innenstempeldurchmesser für den Schneidclinchprozess auch bei matrizenseitigem HCT780X geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist vollständig ausgestoßen. Im Gegensatz zu den Schliffbildern mit matrizenseitigem 22MnB5 ist auch bei abnehmendem Innenstempeldurchmesser die Fügezone vollständig gefüllt. Dies resultiert aus dem bereits in Abschnitt 6.2.3 ermittelten höheren Werkstoffvolumen in der Fügezone für duktilere matrizenseitige Fügepartner.

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Innenstempeldurchmessers D_I und der Fügewerkstoffkombination aus AA5083 (s_0 = 2,0 mm) und HCT780X (s_0 = 1,5 mm) sind in Bild 63 dargestellt.

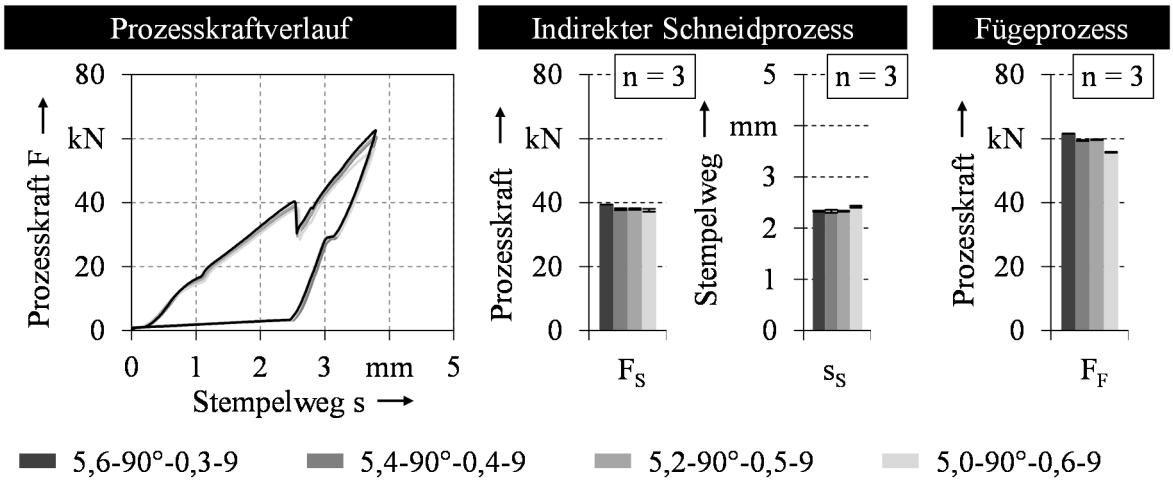


Bild 63: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation des Innenstempels (HCT780X)

Die Variantenergebnisse sind mit der Werkstoffkombination AA5083-22MnB5 vergleichbar. Der Kraft-Weg-Verlauf weist insbesondere beim indirekten Schneidprozess nur geringe Abweichungen auf. Dies ist auch bei duktilerem matrizenseitigem Fügewerkstoff auf die gleichbleibende Wirkfläche des kombinierten Innen- und Außenstempels zurückzuführen. Die benötigte Schneidkraft steigt bei größeren Innenstempeldurchmessern minimal um bis zu 2 kN an, wobei der Schneidweg s_S keinen klaren Trend aufweist. Die etwas höhere Schneidkraft sowie der geringe Einfluss auf den Schneidweg sind durch den späteren Bruchzeitpunkt von HCT780X erklärbar. Der Kraft-Weg-Verlauf zeigt hierbei keinen Bereich, in dem der Aluminiumwerkstoff frei durchgesetzt wird. Dies lässt darauf schließen, dass die Matrizentiefe bereits vor dem Bruchzeitpunkt erreicht ist und somit ein Gegendruck erzeugt wird. Dieser erhöht zum einen die benötigte Schneidkraft und reduziert zum anderen die Stempelwirkung auf den Schneidweg. Beim Querfließpressen steigt die Fügekraft F_F bei größeren Innenstempeln von 55,73 ± 0,12 kN (5,0-90°-0,6-9) auf 61,57 ± 0,06 kN (5,6-90°-0,3-9) an. Wie auch bei matrizenseitigem 22MnB5, wird dies durch die höhere Stirnfläche und die damit größere Umformzone bei steigendem Innenstempeldurchmesser verursacht.

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation des Innenstempeldurchmessers und der Fügewerkstoffkombination aus AA5083 (s_0 = 2,0 mm) und HCT780X (s_0 = 1,5 mm) sind in Bild 64 dargestellt.

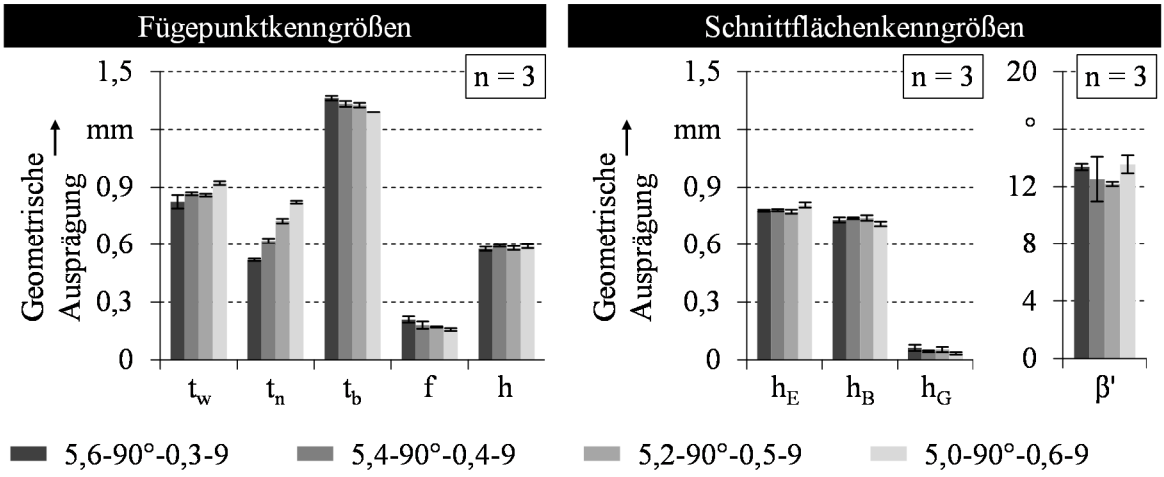


Bild 64: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation des Innenstempels (HCT780X)

Die Fügepunktkenngrößen sind mit den Variantenergebnissen der Werkstoffkombination AA5083-22MnB5 vergleichbar und zeigen, aufgrund des größeren Abstandes zwischen Innenstempel und resultierender Schnittkante sowie der unterschiedlichen Wirkung beim Querfließpressen, einen deutlichen Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die Halsdicke t_n, die Restbodendicke t_b und den Hinterschnitt f. Die Halsdicke steigt bei kleineren Innenstempeln von 0,52 ± 0,01 mm (D_I = 5,6 mm) auf 0,82 ± 0,01 mm (D_I = 5,0 mm). Gleichzeitig sinkt die Restbodendicke und der Hinterschnitt der Fügeverbindung reduziert sich von 0,21 ± 0,02 mm (D_I = 5,6 mm) auf 0,16 ± 0,01 mm (D_I = 5,0 mm). Die Elementhöhe h bleibt nahezu konstant, jedoch erhöht sich im Gegensatz zu matrizenseitigem 22MnB die Wangendicke t_w bei sinkendem Innenstempeldurchmesser. Hierbei wird die Wirkung der gleichzeitig steigenden Stirnfase des Außenstempels durch die bereits werkstoffbedingt erhöhte Wangendicke verstärkt. Gleichzeitig ist nur ein geringer Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die geometrischen Schnittflächenkenngrößen messbar. Die Kanteneinzugshöhe h_E, die Bruchflächenhöhe h_B und der Bruchflächenwinkel β‘ schwanken aufgrund der identifizierten Charakteristika des indirekten Schneidprozesses innerhalb der Standardabweichung. Wie bereits in Abschnitt 7.2.1 beschrieben, ist bei matrizenseitigem HCT780X eine Schneidgratbildung h_G feststellbar. Dabei steigt der Schneidgrad bei größerem Innenstempeldurchmesser leicht an.

Der Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung für die Fügewerkstoffkombination aus stempelseitigem AA5083 (s_o = 2,0 mm) und matrizenseitigem HCT780X (s_o = 1,5 mm) ist in Bild 65 dargestellt.

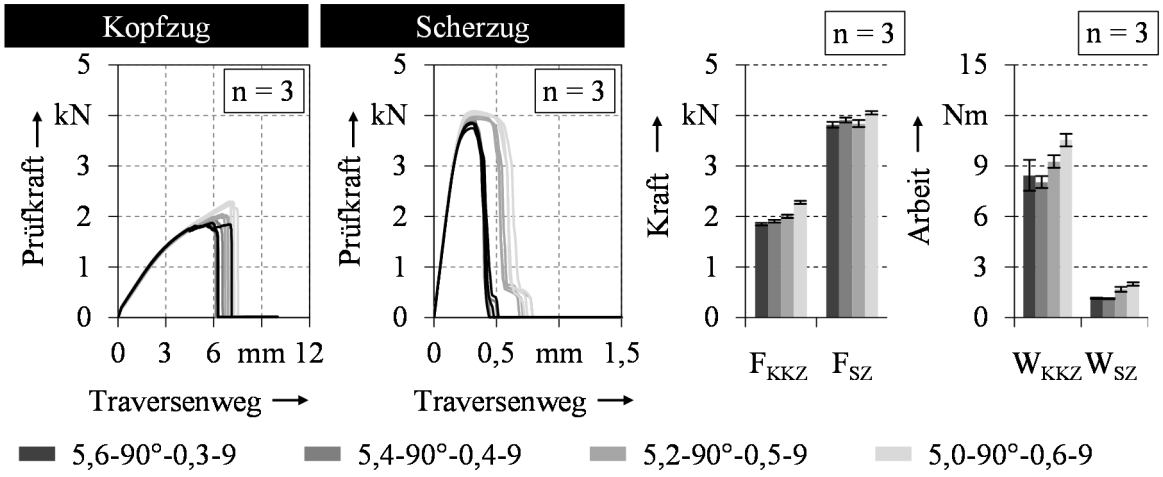


Bild 65: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Innenstempels (HCT78X)

Im Vergleich zu matrizenseitigem 22MnB5 zeigt sich dabei der gleiche Trend zu höheren Verbindungsfestigkeiten für abnehmende Innenstempeldurchmesser. Die Effekthöhe ist jedoch unterschiedlich ausgeprägt. Der Anstieg der Scherzugfestigkeit F_{SZ} von 3,82 ± 0,06 kN (D_I = 5,6 mm) auf 4,05 ± 0,03 kN (D_I = 5,0 mm) fällt, aufgrund des scharfkantigen Übergangs zwischen Kanteneinzug und Bruchzone sowie der damit verbundenen Kerbwirkung, mit 0,23 kN geringer aus. Der stärkere Anstieg der Kopfzugfestigkeit F_{KKZ} von 1,85 ± 0,03 kN (D_I = 5,6 mm) auf 2,28 ±0,03 kN (D_I = 5,0 mm) ist auf die werkstoffbedingt erhöhte Wangendicke zurückzuführen. Der deutlich höhere Traversenweg bis zum Versagen unter Scherzugbelastung resultiert in einem größeren Energieaufnahmevermögen der Schneidclinchverbindung. Unter Kopfzugbeanspruchung W_{KKZ} ist auf höherem Niveau ein ähnlicher Effekt messbar. Beides ist durch die höhere Duktilität des Dualphasenstahls erklärbar.

Innenstempelvariation für das Blechdickenverhältnis 1,5 mm / 1,5 mm

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation des Innenstempeldurchmessers bei stempelseitigem AA5083 (s_o = 1,5 mm) und matrizenseitigem 22MnB5 (s_o = 1,5 mm) sind in Bild 66 dargestellt. Dabei werden die sonstigen Versuchsparameter der Innenstempelvariation mit matrizenseitigem 22MnB5 und der stempelseitigen Ausgangsblechdicke von 2,0 mm nicht verändert.

Die qualitative Analyse der Schliffbilder belegt, dass die vier untersuchten Innenstempel-durchmesser für den Schneidclinchprozess auch bei einer stempelseitigen Ausgangsblechdicke von 1,5 mm geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist vollständig ausgestoßen. Im Gegensatz zu den Schliffbildern mit größerer

stempelseitiger Ausgangsblechdicke ist auch bei abnehmendem Innenstempeldurchmesser die Fügezone vollständig gefüllt. Dies ist auf den höheren Anteil des Querfließpressens für dünnere stempelseitige Bleche und die daraus resultierende besserere Formfüllung zurückzuführen.

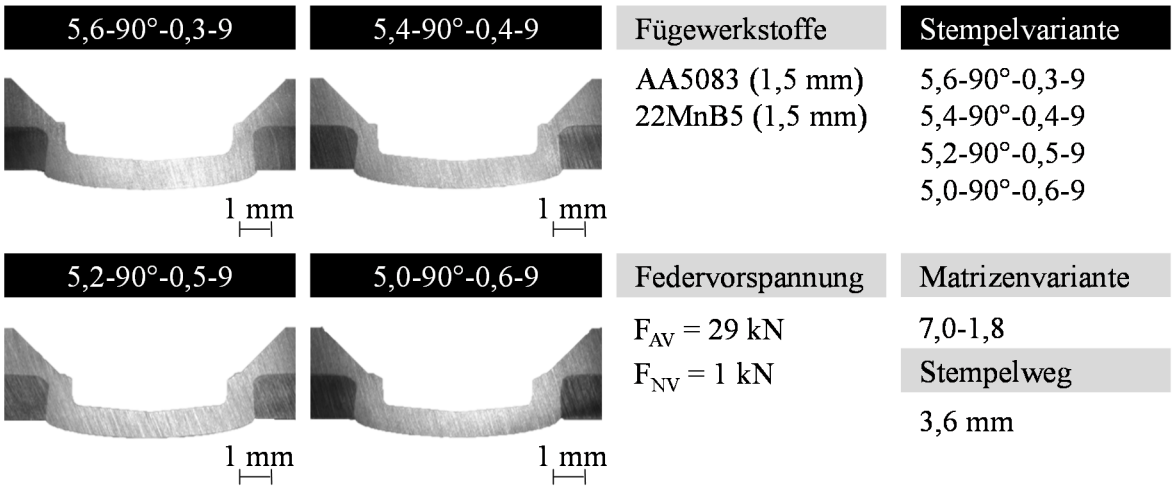


Bild 66: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation des Innenstempels (1,5/1,5)

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Innenstempeldurchmessers D_I und der Fügewerkstoffkombination aus AA5083 (s_0 = 1,5 mm) und HCT780X (s_0 = 1,5 mm) sind in Bild 67 dargestellt. Dabei ist kein signifikanter Einfluss des Innenstempels auf die benötigte Schneidkraft F_S und den Schneidweg s_S messbar. Die maximale Fügekraft F_F steigt wie bei den bereits beschriebenen Versuchsreihen mit Innenstempelvariation für größere Innenstempeldurchmesser an. Die Gründe liegen dabei auch bei dieser Variante in der gleichbleibenden kombinierten Wirkfläche von Innen- und Außenstempel beim indirekten Schneiden sowie der größeren Kontaktfläche des Innenstempels beim Querfließpressen.

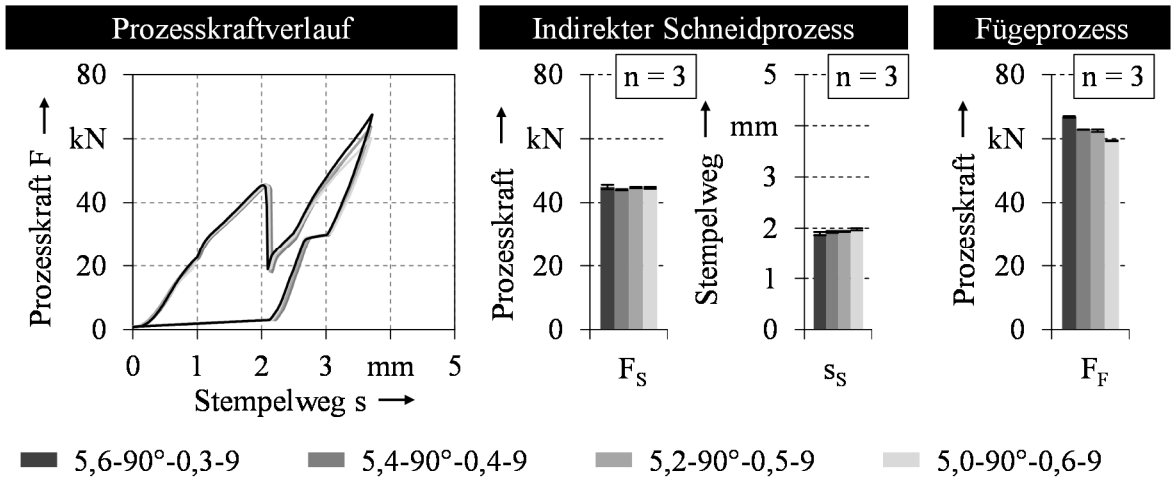


Bild 67: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation des Innenstempels (1,5/1,5)

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation des Innenstempeldurchmessers und der Fügewerkstoffkombination aus AA5083 (s_o = 1,5 mm) und 22MnB5 (s_o = 1,5 mm) sind in Bild 68 dargestellt.

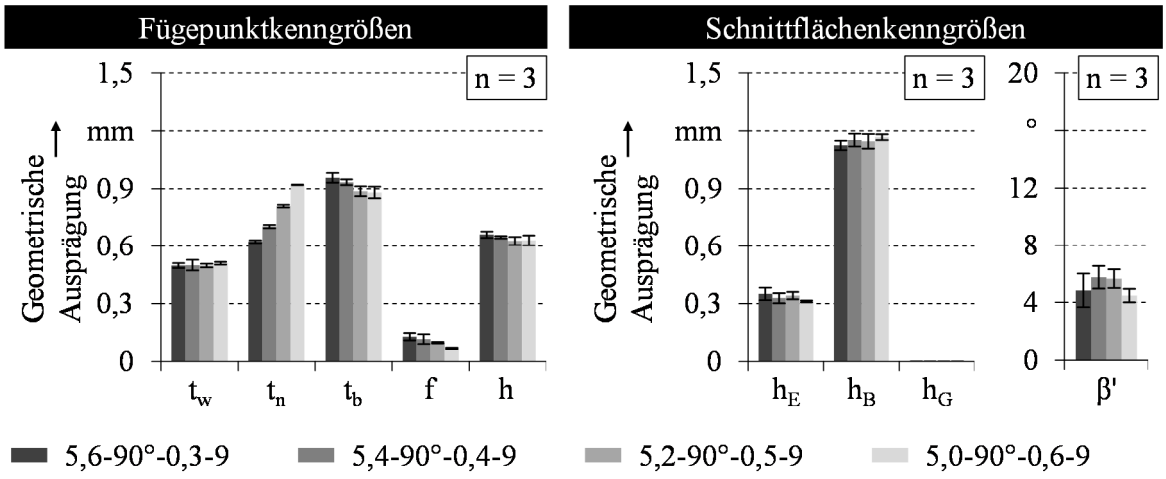


Bild 68: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation des Innenstempels (1,5/1,5)

Die Effekte der Innenstempelvariation auf die Fügepunktkenngrößen sowie deren Ursachen sind dabei mit den Einflüssen bei größerer stempelseitiger Ausgangsblechdicke (siehe Bild 60) vergleichbar. Die Halsdicke t_n steigt bei kleineren Innenstempeln von 0,62 mm (D_I = 5,6 mm) auf 0,92 mm (D_I = 5,0 mm). Gleichzeitig sinkt die Restbodendicke t_b um 0,1 mm. Der Hinterschnitt f der Fügeverbindung reduziert sich von 0,13 mm (D_I = 5,6 mm) auf 0,07 mm (D_I = 5,0 mm). Die Wangendicke t_w und die Elementhöhe h bleiben nahezu konstant. Die Schnittflächenkenngrößen zeigen im Vergleich zu den bereits beschriebenen Versuchsreihen zur Innenstempelvariation keine signifikanten Effekte für Kanteneinzugshöhe h_E, Bruchflächenhöhe h_B und Bruchflächenwinkel β'. Keine der Varianten resultiert in einer Schneidgratbildung.

Der Einfluss des Innenstempeldurchmessers auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung für die Fügewerkstoffkombination aus stempelseitigem AA5083 (s_o = 1,5 mm) und matrizenseitigem 22MnB5 (s_o = 1,5 mm) ist in Bild 69 dargestellt. Im Gegensatz zu dem größeren Blechdickenverhältnis 2,0 mm/1,5 mm, ist hierbei kein konstanter Trend zwischen den Innenstempelvarianten feststellbar. Steigt die Scherzugfestigkeit F_{SZ} bei abnehmendem Innenstempeldurchmesser von 3,34 ± 0,04 kN (D_I = 5,6 mm) konstant auf 3,63 ± 0,01 kN (D_I = 5,2 mm) an, fällt sie anschließend wieder auf 3,52 ± 0,03 kN (D_I = 5,0 mm) ab. Dies ist auf das Verhältnis zwischen Halsdicke und Wangendicke zurückzuführen. Neben dem ablsoluten kraftübertragenden Querschnitt wirkt sich dieses auf die

Beanspruchbarkeit der Fügeverbindung aus. Die Kopfzugfestigkeit F_{KKZ} sowie das Energieaufnahmevermögen der Schneidclinchverbindung bei Kopf- und Scherzugbeanspruchung zeigen die gleichen Effekte. Bei Kopfzugbeanspruchung W_{KKZ} ist das Maximum besonders stark ausgeprägt.

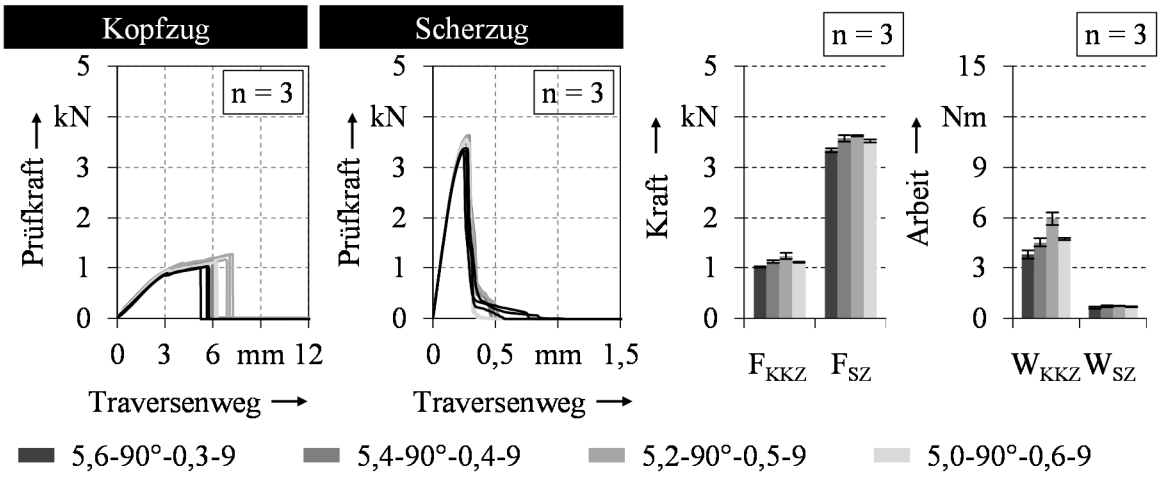


Bild 69: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Innenstempels (1,5/1,5)

7.2.4 Außenstempelgeometrie

Nach dem Innenstempeldurchmesser wird im Folgenden der Einfluss der Außenstempelgeometrie auf den Schneidclinchprozess, die resultierenden geometrischen Kenngrößen und die mechanische Verbindungsfestigkeit untersucht. Innen- und Außendurchmesser des Außenstempels sind dabei abhängig von Innenstempel- und Niederhaltergeometrie und werden in separaten Versuchsreihen analysiert. Der Abschnitt 7.2.4 umfasst die Variation des Außenstempelöffnungswinkels und der Stirnfase des Außenstempels.

Außenstempelöffnungswinkel

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation des Außenstempelöffnungswinkels sind in Bild 70 dargestellt. Als Fügewerkstoffkombination wird dabei stempelseitiger AA5083 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 2,0 mm und matrizenseitiger 22MnB5 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 1,5 mm eingesetzt. Der Außenstempelöffnungswinkel α_A wird für die Versuchsreihe in drei Schritten von 70° bis 110° variiert. Der Innenstempeldurchmesser D_I = 5,6 mm, die Außenstempelstirnfase Y = 0,3 mm und der Niederhalterdurchmesser d_N = 11 mm bleiben konstant.

Die Matrizenvariante (7,0-1,8), die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht verändert.

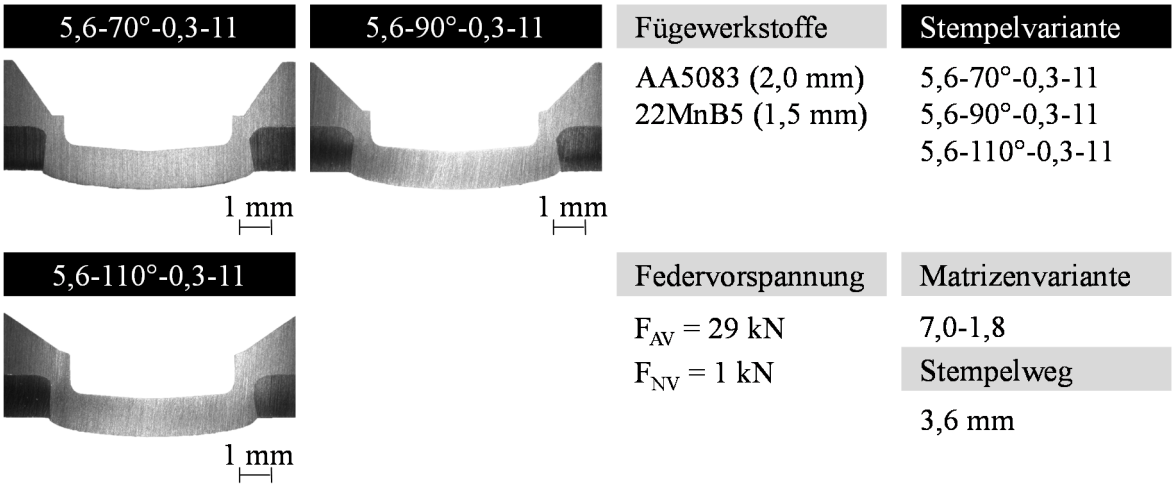


Bild 70: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation des Außenstempelwinkels

Die qualitative Analyse der Schliffbilder zeigt, dass die drei untersuchten Außenstempelöffnungswinkel für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf, die Fügezone ist vollständig gefüllt und der Schneidbutzen ausgestoßen. Deutliche Unterschiede sind im Wangenbereich der Schneidclinchverbindung erkennbar. Aufgrund der mit steigendem Öffnungswinkel größer werdenden Wirkfläche des Außenstempels sinkt dessen Eindrucktiefe, wodurch der Wangenbereich zunimmt.

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Außenstempelöffnungswinkels sind in Bild 71 dargestellt. Der Kraft-Weg-Verlauf zeigt dabei zunächst eine gute Übereinstimmung. Ab dem Wirkungsbereich des Außenstempels steigt der Kraftbedarf aber für große Außenstempelöffnungswinkel aufgrund der zunehmenden Kontaktfläche des kombinierten Innen- und Außenstempels stärker an. Bei vergleichbarem Schneidweg s_S erhöht sich die benötigte Schneidkraft F_S von 48,7 ± 0,15 kN (α_A = 70°) auf 56,7 ± 0,79 kN (α_A = 110°). Die maximale Fügekraft F_F bleibt durch den unveränderten Innenstempeldurchmesser und dessen dominierenden Einfluss auf den Querfließpressprozess auf konstantem Niveau. Die geometrischen Unterschiede im Wangenbereich werden beim Öffnen der Werkzeuge und Entspannen der Federkomponenten sichtbar. Bei größeren Öffnungswinkeln und damit steigender Wangendicke löst sich der Außenstempel später vom Aluminiumwerkstoff, wodurch die Vorspannkraft später abgebaut wird.

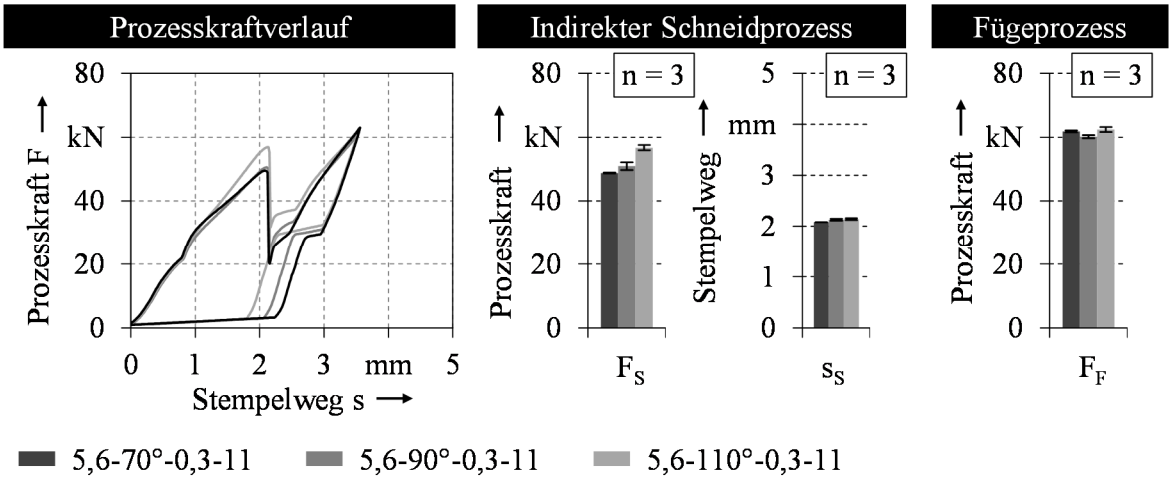


Bild 71: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation des Außenstempelwinkels

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation des Außenstempelöffnungswinkels sind in Bild 72 dargestellt. Die Effekte auf die Fügepunktkenngrößen beschränken sich dabei im Wesentlichen auf die Wangendicke t_w. Bei höheren Winkeln steigt die Wangendicke aus den bereits genannten Ursachen von 0,54 ± 0,02 mm (α_A = 70°) auf 1,04 ± 0,01 mm (α_A = 110°) stark an. Gleichzeitig weisen Halsdicke t_n, Restbodendicke t_b, Hinterschnitt f und Elementhöhe h keine signifikanten Änderungen auf. Trotz des erhöhten Schneidkraftbedarfs ist der Einfluss des Außenstempelöffnungswinkels auf die Schnittflächenkenngrößen vernachlässigbar. Die Standardabweichungen nehmen jedoch mit höherem Winkel zu, was auf eine geringere Prozessstabilität hindeutet. Dies bestätigt auch die für matrizenseitigen 22MnB5 ungewöhnliche Schneidgradbildung bei α_A = 110°.

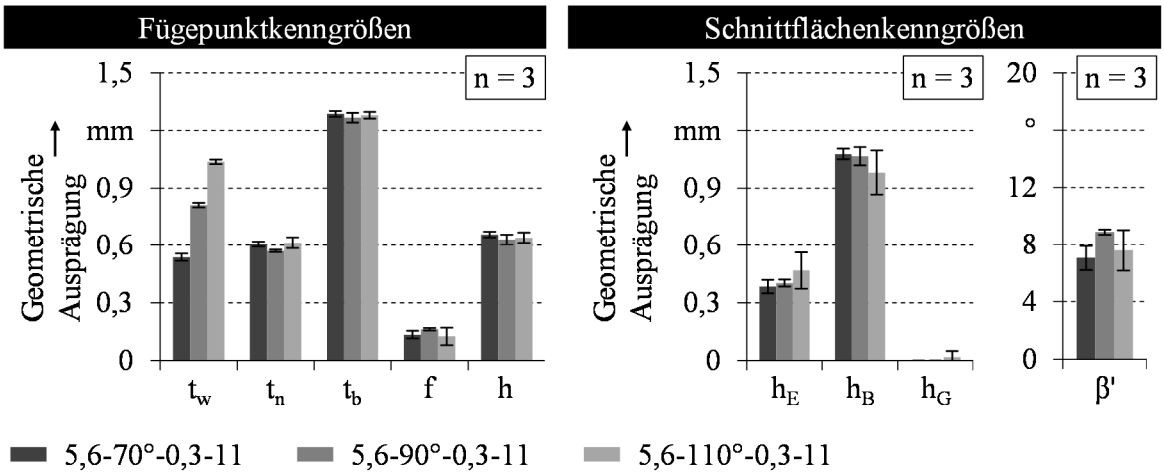


Bild 72: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation des Außenstempelwinkels

Die Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Außenstempelöffnungswinkels ist in Bild 73 dargestellt.

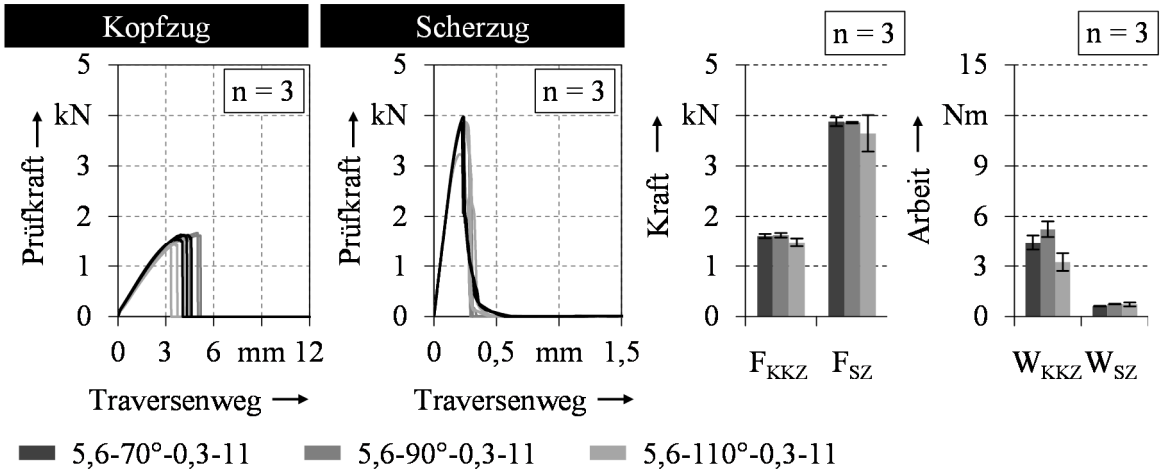


Bild 73: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Außenstempelwinkels

Dabei fallen zunächst große Schwankungen der Prüfkraftverläufe bei einem Außenstempelöffnungswinkel von 110° auf. Diese Prozessschwankungen deuten auf teilweise vorgeschädigte Fügepunkte und damit auf eine geringe Prozessstabilität der Parametervariante hin. Ein klarer Einfluss des Außenstempelöffnungswinkels auf die Verbindungsfestigkeit ist jedoch auch bei kleineren Winkeln (α_A = 70°, α_A = 90°) nicht feststellbar. Sowohl bei Scherzug- als auch Kopfzugbeanspruchung zeigen die maximale Verbindungsfestigkeit (F_{SZ}, F_{KKZ}) sowie das Energieaufnahmevermögen der Fügeverbindung (W_{SZ}, W_{KKZ}) keine signifikante Änderung. Dies deutet darauf hin, dass bei der untersuchten Werkstoff- und Blechdickenkombination die Halsdicke einen dominierenden Einfluss auf die mechanische Verbindungsfestigkeit hat.

Außenstempelstirnfase

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation der Außenstempelstirnfase sind in Bild 74 dargestellt. Als Fügewerkstoffkombination wird dabei stempelseitiges AA5083 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 2,0 mm und matrizenseitiger 22MnB5 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 1,5 mm eingesetzt. Der Außenstempel wird mit zwei Stirnfasen Y = 0,3 mm und Y = 0,5 mm untersucht. Der Außenstempelöffnungswinkel α_A = 90°, der Innenstempeldurchmesser D_I = 5,2 mm und der Niederhalterdurchmesser d_N = 9 mm bleiben konstant. Die Matrizenvariante (7,0-1,8), die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht variiert.

Die qualitative Analyse der Schliffbilder zeigt, dass die beiden untersuchten Außenstempelstirnfasen für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist vollständig entfernt. Die größere Stirnfase zeigt dabei einen deutlicheren Negativabdruck der Außenstempelgeometrie im Wangenbereich der Fügeverbindung und die Fügezone ist besser ausgefüllt. Letzteres ist auf einen erhöhten Werkstoffffluss aus dem Wangenbereich in den Restboden zurückzugeführen.

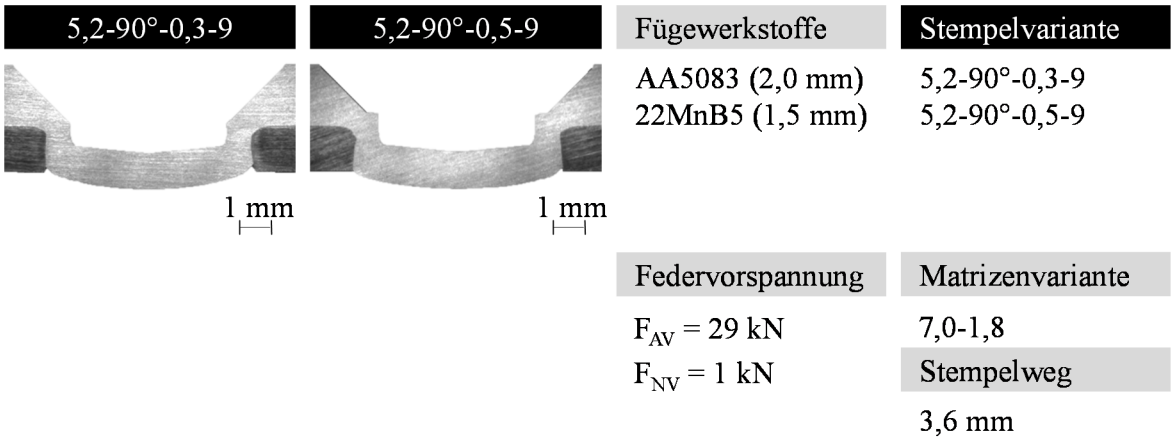


Bild 74: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation der Außenstempelstirnfase

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation der Außen-stempelstirnfase sind in Bild 75 dargestellt.

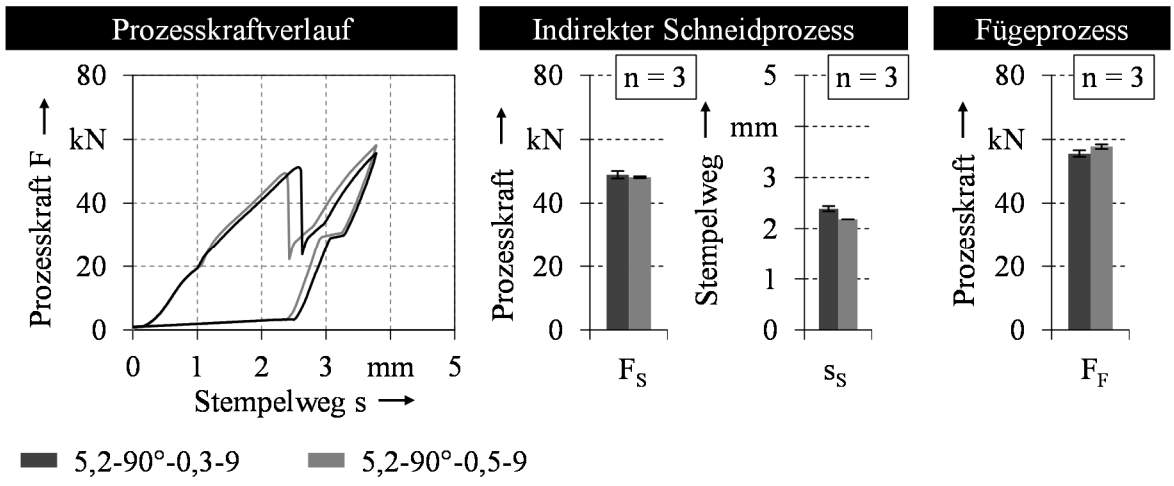


Bild 75: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation der Außenstempelfase

Der Kraft-Weg-Verlauf zeigt zunächst einen identischen Verlauf. Ab dem Kontaktzeitpunkt des Außenstempels steigt der Kraftbedarf für die größere Außenstempelstirnfase (Y = 0,5 mm) und die damit steigende Kontaktfläche stärker an. Der Schneidweg reduziert sich aufgrund des kleiner werdenden Abstandes zwischen Außenstempel und Matrizenschneidkante von 2,39 ± 0,05 mm auf 2,18 ± 0,00 mm. Die benötigte Prozesskraft zeigt dabei jedoch keinen signifikanten Einfluss der Stirnfase, wobei die Standardabweichung bei der kleineren Außenstempelstirnfase (Y = 0,3 mm) deutlich zunimmt. Die maximale Fügekraft steigt für größere Stirnfasen aufgrund der größeren Auflagefläche des kombinierten Innen- und Außenstempels um 2,2 kN an.

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation der Außenstempelstirnfase sind in Bild 76 dargestellt. Die Fügepunktkenngrößen zeigen dabei einen geringen Einfluss der Außenstempelstirnfase auf die Wangendicke t_w, den Hinterschnitt f und die Elementhöhe h. Die größere Stirnfase (Y = 0,5 mm) resultiert aufgrund des geringeren Abstandes von Außenstempel und Schnittkante in einer kleineren Wangendicke. Gleichzeitig steigen Hinterschnitt sowie Elementhöhe durch einen erhöhten Werkstoffffluss vom Wangenbereich in die Fügezone an. Die Halsdicke t_n, die Restbodendicke t_b sowie die Schnittflächenkenngrößen werden von Innenstempeldurchmesser sowie Matrizentiefe bestimmt und weisen keinen signifikanten Effekt der Stirnfase auf. Die Änderungen bei den Schnittflächenkenngrößen liegen innerhalb der Standardabweichung der Versuchreihe.

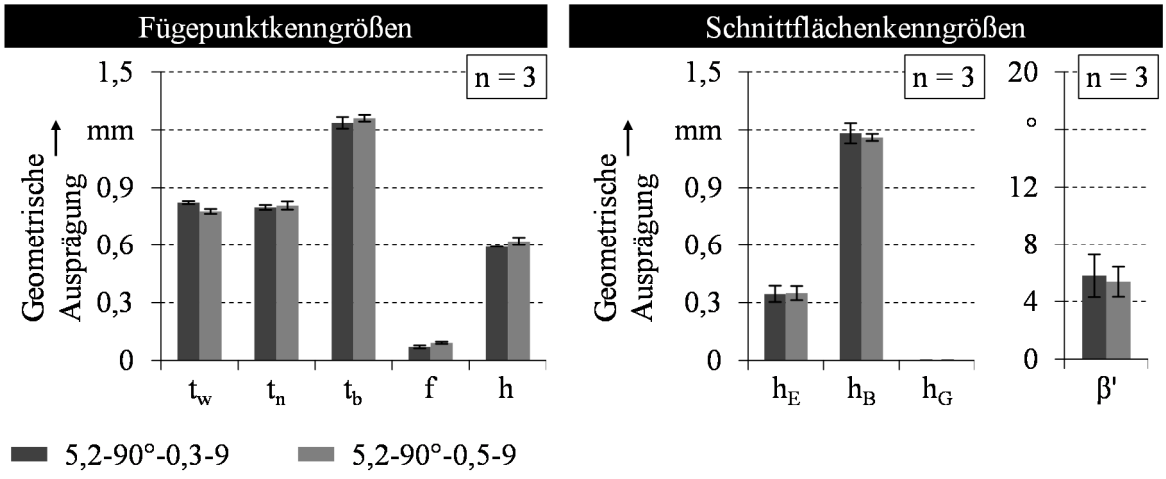


Bild 76: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation der Außenstempelfase

Der Einfluss der Außenstempelstirnfase auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung ist in Bild 77 dargestellt. Dabei zeigt sich bei Scher- und Kopfzugbeanspruchung kein signifikanter Effekt der Stirnfase auf den Prüfkraftverlauf, die maximale Verbindungsfestigkeit sowie das Energieaufnahmevermögen. Eine größere Wangendicke führt bei der untersuchten Innenstempelvariante somit zu keiner Verbesserung der mechanischen Festigkeit, jedoch ist der Effekt auf den Prozess und die Fügepunktgeometrie positiv.

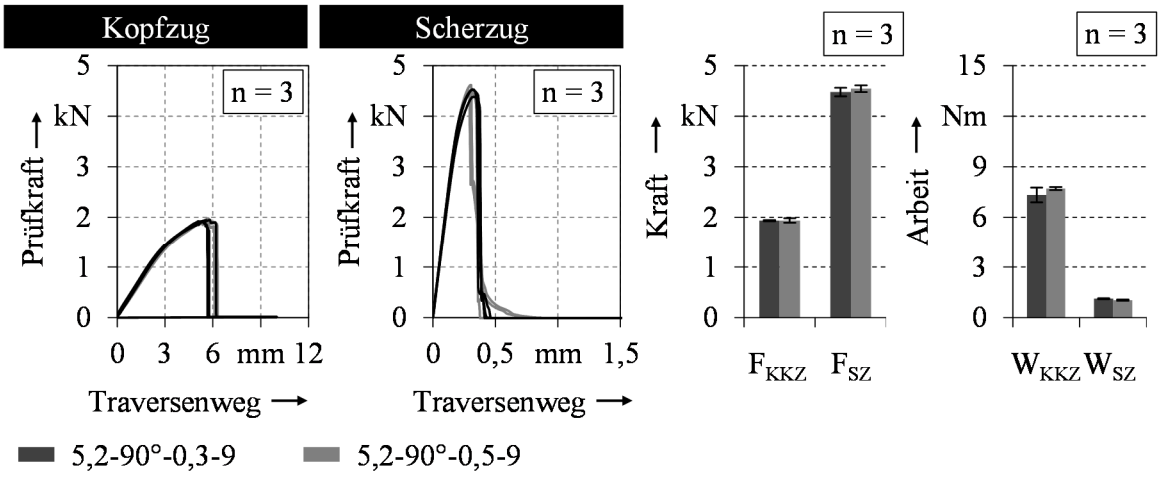


Bild 77: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation der Außenstempelfase

7.2.5 Niederhaltergeometrie

Neben dem Innen- und Außenstempel ist der Niederhalter ein weiteres stempelseitiges Aktivelement. Dabei bestimmt die Niederhaltergeometrie auch den Außendurchmesser des Außenstempels. Im Folgenden wird der Einfluss des Niederhalters auf den Schneidclinchprozess untersucht.

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation des Niederhalterdurchmessers sind in Bild 78 dargestellt. Als Fügewerkstoffkombination wird dabei stempelseitiges AA5083 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 2,0 mm und matrizenseitiger 22MnB5 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 1,5 mm eingesetzt. Der Niederhalter wird mit den zwei Durchmessern d_N = 11 mm und d_N = 9 mm untersucht. Der Innenstempeldurchmesser D_I = 5,6 mm sowie der Außenstempelöffnungswinkel α_A = 90° und die Außenstempelstirnfase Y = 0,3 mm bleiben konstant. Die Matrizenvariante (7,0-1,8), die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht variiert.

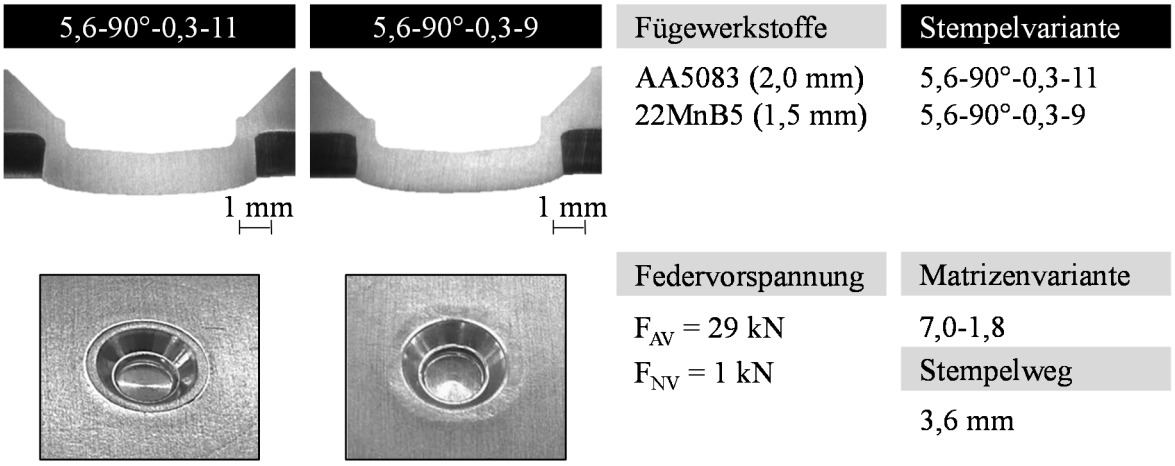


Bild 78: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation des Niederhalterdurchmessers

Die qualitative Analyse der Schliffbilder belegt, dass die beiden untersuchten Niederhalterdurchmesser für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse in Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist vollständig entfernt. Beide Fügezonen sind vollständig ausgefüllt. Bei stempelseitiger Betrachtung der Fügestelle wird jedoch ein wesentlicher Unterschied zwischen den Niederhaltervarianten erkennbar. Bei einem größeren Niederhalter (d_N = 11 mm) weist die Fügeverbindung eine Materialanhäufung zwischen der Wirkzone des Außenstempels und dem Kontaktbereich des Niederhalters auf. Diese resultiert aus dem freien Raum zwischen Niederhalter und Außenstempel, wenn letzterer nicht vollständig in das Material eindringt.

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Niederhalterdurchmessers sind in Bild 79 dargestellt.

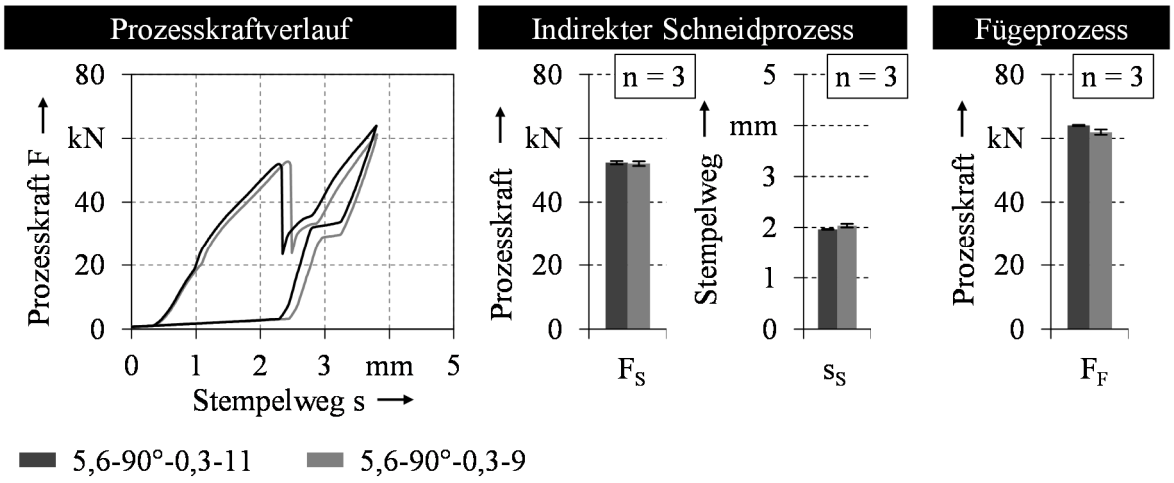


Bild 79: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation des Niederhalterdurchmessers

Der Kraft-Weg-Verlauf zeigt zunächst einen identischen Verlauf. Ab dem Kontaktzeitpunkt des Außenstempels steigt der Kraftbedarf für den größeren Niederhalterdurchmesser (d_N = 11 mm) stärker an. Die benötigte Schneidkraft F_S wird bei geringerem Schneidweg s_S erreicht. Die maximale Fügekraft erhöht sich von 61,93 ± 0,81 kN (d_N = 9 mm) auf 64,07 ± 0,21 kN (d_N = 11 mm). Der größere Kraftbedarf sowie der sinkende Schneidweg sind bei steigendem Niederhalterdurchmesser durch eine damit einhergehende größere Wirkfläche des kombinierten Innen- und Außenstempels erklärbar.

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation des Niederhalterdurchmessers sind in Bild 80 dargestellt. Dabei belegen die Versuchsergebnisse einen Effekt des Niederhalterdurchmessers auf die Wangendicke t_w der Schneidclinchverbindung. Diese steigt mit größerem Niederhalter und der daraus folgenden größeren Auflagefläche der Stempelelemente von 0,74 ± 0,01 mm (d_N = 9 mm) auf 0,78 ± 0,02 mm (d_N = 11 mm) an. Die Änderungen der Halsdicke t_n, der Restbodendicke t_b, des Hinterschnitts f und der Elementhöhe h sowie der geometrischen Schnittflächenkenngrößen bleiben innerhalb der Standardabweichung.

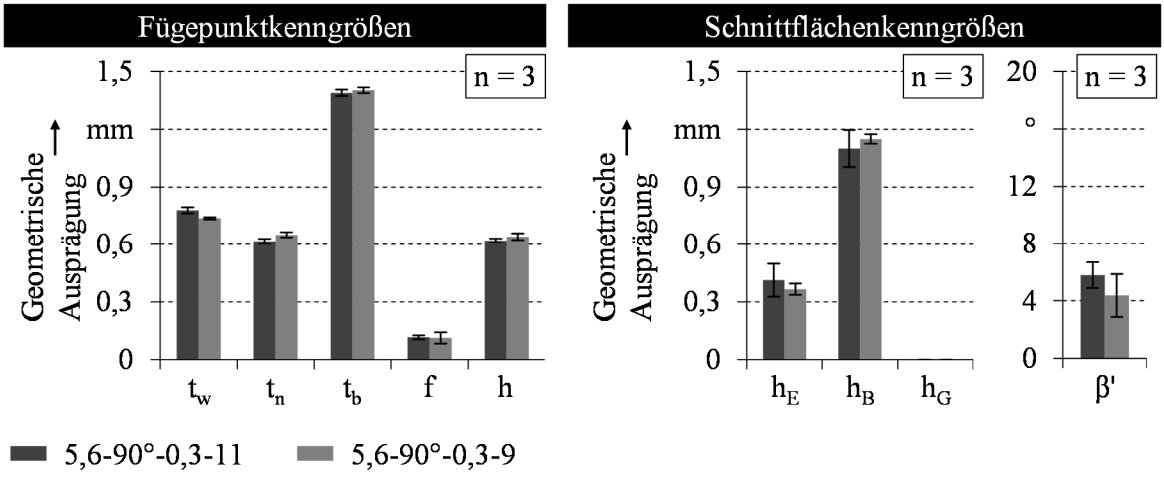


Bild 80: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation des Niederhalterdurchmessers

Der Einfluss des Niederhalterdurchmessers auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung ist in Bild 81 dargestellt. Dabei zeigt sich bei Scherbeanspruchung kein signifikanter Effekt des Niederhalters auf den Prüfkraftverlauf, die maximale Verbindungsfestigkeit sowie das Energieaufnahmevermögen. Die Messwerte bleiben dabei innerhalb der Standardabweichung der Versuchsreihe. Beim Kopfzug zeigt sich ein leichter Anstieg der Energieaufnahme.

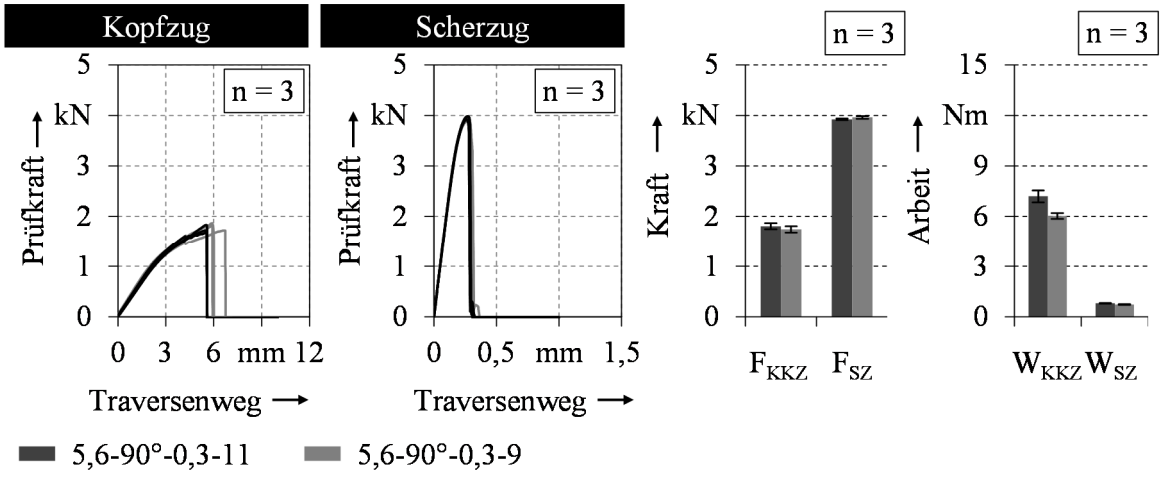


Bild 81: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Niederhalterdurchmessers

7.2.6 Prozessgrößen

Wie bereits in Abschnitt 7.1 erläutert, haben, neben den Fügewerkstoffen und der Geometrie der verschiedenen Aktivelemente, auch weitere Prozessgrößen einen Einfluss auf den Schneidclinchprozess. Im Folgenden werden die Analyseergebnisse für die Variation der Außenstempelvorspannung und des Stempelwegs beschrieben.

Außenstempelvorspannung

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation der Außenstempelvorspannung sind in Bild 82 dargestellt. Als Fügewerkstoffkombination wird dabei stempelseitiges AA5083 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 2,0 mm und matrizenseitiger 22MnB5 mit der Ausgangsblechdicke s_0 = 1,5 mm eingesetzt. Die Außenstempelvorspannung wird mit F_{AV} = 29 kN und F_{AV} = 24 kN untersucht. Der Innenstempeldurchmesser D_I = 5,4 mm sowie der Außenstempelöffnungswinkel α_A = 90°, die Außenstempelstirnfase Y = 0,4 mm und der Niederhalterdurchmesser d_N = 9 mm bleiben konstant. Die Matrizenvariante (7,0-1,8), die Niederhaltervorspannung (F_{NV} = 1 kN) sowie der Verfahrweg des Innenstempels (s = 3,6 mm) werden nicht variiert.

Die qualitative Analyse der Schliffbilder zeigt, dass die beiden untersuchten Außenstempelvorspannungen für den Schneidclinchprozess geeignet sind. Die Fügepunkte weisen keine Risse im Wangen- oder Halsbereich auf und der Schneidbutzen ist entfernt. Beide Fügezonen sind vollständig ausgefüllt. Bei einer Vorspannung von 29 kN ist jedoch aufgrund des größeren Verfahrwegs

des Außenstempels ein deutlicherer Negativabdruck der Außenstempelstirnfase feststellbar.

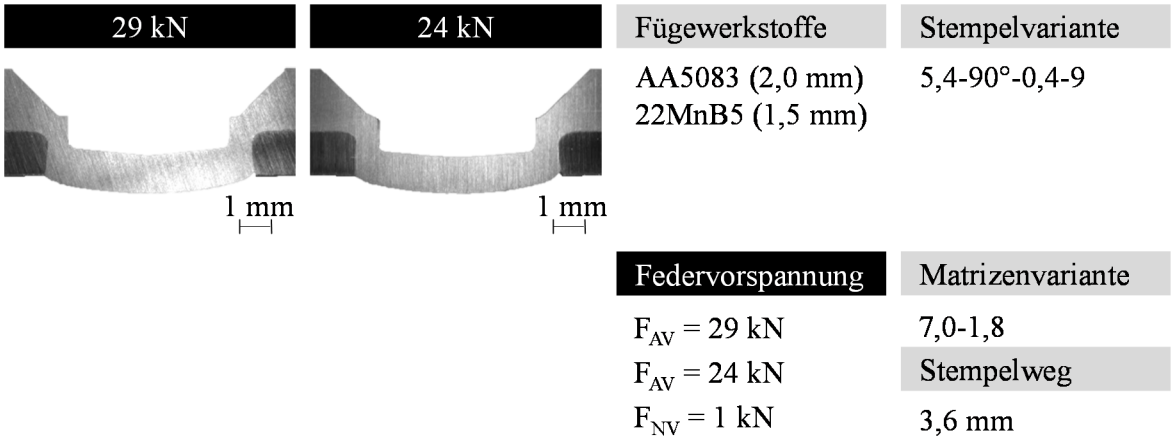


Bild 82: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation der Außenstempelvorspannung

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation der Außenstempelfedervorspannung sind in Bild 83 dargestellt.

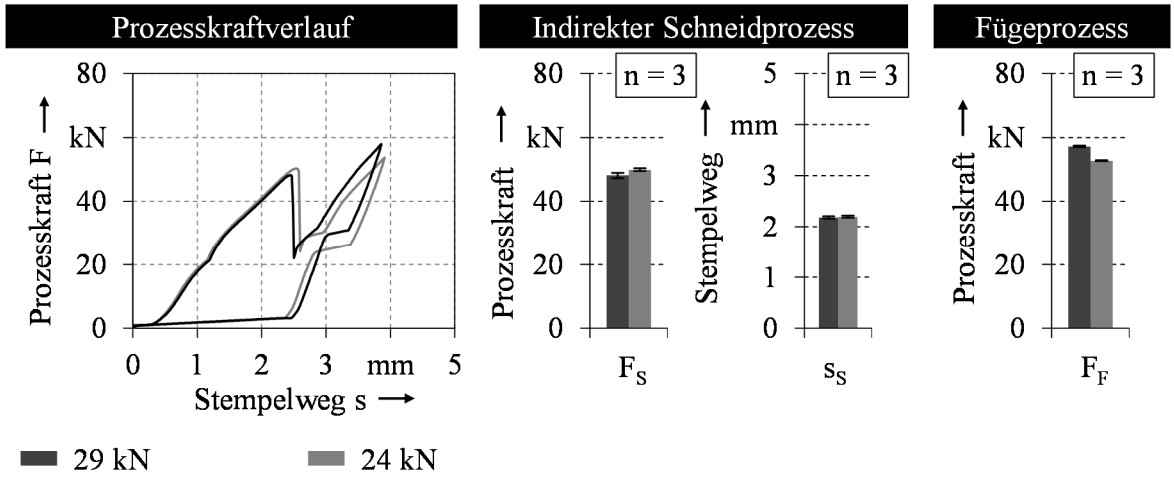


Bild 83: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation der Außenstempelvorspannung

Der Kraft-Weg-Verlauf weist dabei sowohl am Beginn des Schneidclinchprozesses als auch beim in Kontakt treten des Außenstempels einen identischen Verlauf auf. Dies deutet darauf hin, dass die Federvorspannung bei beiden Varianten vor dem Eintreten des Bruchversagens nicht überwunden wird. Der leichte Anstieg der benötigten Schneidkraft F_S bei kleinerer Vorspannkraft (F_{AV} = 24 kN) ist auf Prozessschwankungen zurückzuführen. Die Änderung des Schneidwegs s_S bleibt für die untersuchten Varianten innerhalb der Standardabweichung. Nach dem Bruchversagen des matrizenseitigen Fügewerkstoffs wird die Federvorspannung bei beiden Varianten

überwunden, womit die benötigte Fügekraft F_F bei größer Federvorspannung von 52,73 ± 0,15 kN (F_{AV} = 24 kN) auf 57,17 ± 0,25 kN (F_{AV} = 29 kN) stark ansteigt.

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation der Außenstempelvorspannung sind in Bild 84 dargestellt.

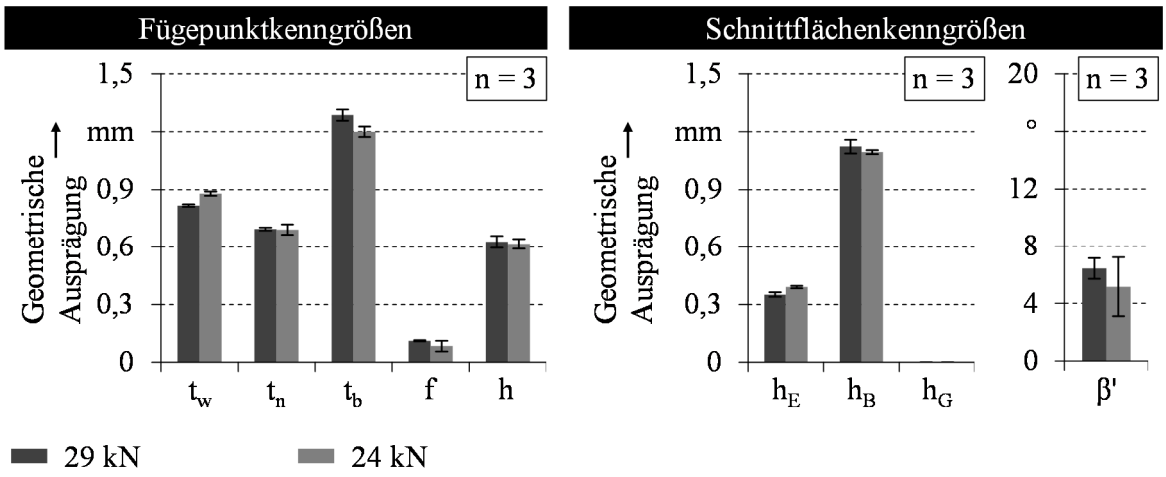


Bild 84: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation der Außenstempelvorspannung

Bei den Fügepunktkenngrößen ist ein wesentlicher Unterschied bei Wangendicke t_w und Restbodendicke t_b messbar. Die Wangendicke reduziert sich bei steigender Vorspannung aufgrund des größeren Verfahrwegs des Außenstempels von 0,88 ± 0,01 mm (F_{AV} = 24 kN) auf 0,82 ± 0,01 mm (F_{AV} = 29 kN), gleichzeitig steigt die Restbodendicke von 1,20 ± 0,03 mm (F_{AV} = 24 kN) auf 1,29 ± 0,03 mm (F_{AV} = 29 kN) an. Der Hinterschnitt f hat bei steigender Außenstempelfedervorspannung eine leicht positive Tendenz. Der Anstieg der Restbodendicke sowie des Hinterschnitts resultieren in einem erhöhten Werkstofffluss aus dem Wangebereich, wobei der geringe Zuwachs des Hinterschnitts auf die bereits hohe Formfüllung zurückzuführen ist. Die Halsdicke t_n sowie die Elementhöhe h werden sowohl durch den Innenstempeldurchmesser als auch die Matrizentiefe bestimmt und bleiben konstant. Die Schnittflächenkennwerte zeigen, bei teils hohen Standardabweichungen, nur einen geringen Einfluss der Außenstempelfedervorspannung, wobei die Federvorspannung bei beiden Varianten nicht während des indirekten Schneidprozesses überwunden wird.

Der Einfluss der Außenstempelfedervorspannung auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung ist in Bild 85 dargestellt. Dabei zeigt sich ein minimal positiver Effekt einer höheren Vorspannung auf die Scherzugfestigkeit. Insgesamt sind bei Scher- und Kopfzugbeanspruchung die Einflüsse

der Vorspannung auf den Prüfkraftverlauf, die maximale Verbindungsfestigkeit sowie das Energieaufnahmevermögen vernachlässigbar.

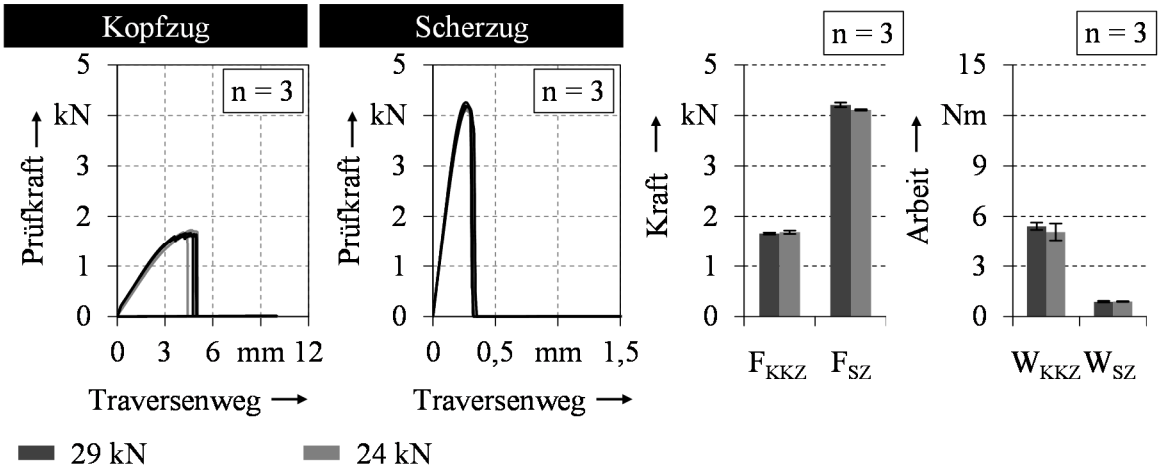


Bild 85: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation der Außenstempelvorspannung

Stempelweg

Die Versuchsparameter sowie exemplarische Schliffbilder für die Variation des Stempelwegs sind in Bild 86 dargestellt. Die Fügewerkstoffkombination (AA5083/22MnB5) sowie die Stempel- und Matrizenvariante (5,4-90°-0,4-9 und 7,0-1,8) stimmen mit den Variantenuntersuchungen der Außenstempelvorspannung überein. Die Außenstempel- und Niederhaltervorspannung (F_{AV} = 29 kN, F_{NV} = 1 kN) wird konstant gehalten. Der Stempelweg wird in zwei Stufen mit s = 3,6 mm und s = 3,1 mm untersucht. Beide Stempelwege entsprechen der Prozessphase des Querfließpressens, wobei der Festanschlag des Ambosses und somit die Fügeoperation des Schneidclinchprozesses erreicht ist.

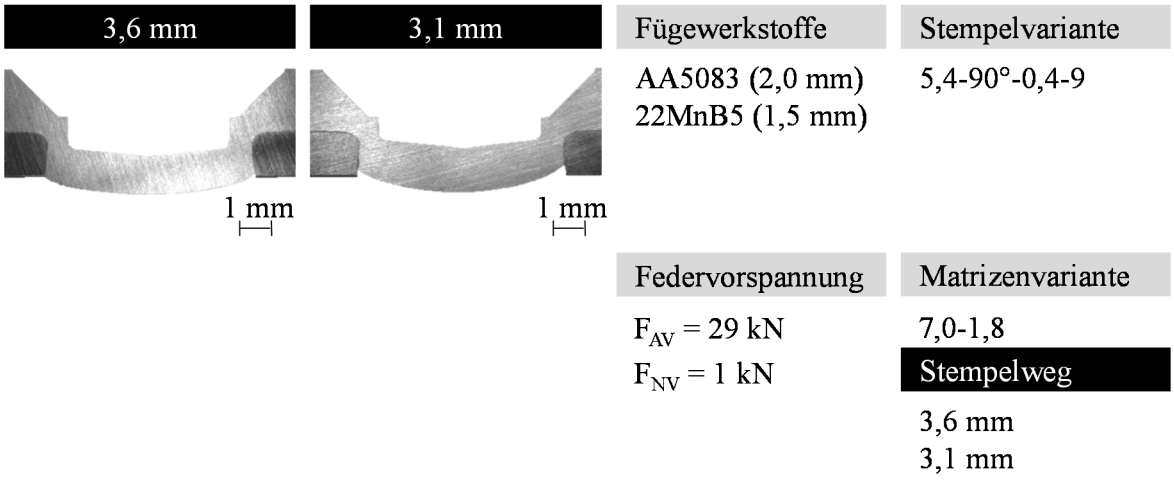


Bild 86: Versuchsparameter und Schliffbilder bei Variation des Stempelwegs

Die qualitative Analyse der Schliffbilder bestätigt die Untersuchungsergebnisse der Stufensetzversuche in Abschnitt 6.2.3. Die Fügezone ist bei einem Stempelweg von s = 3,1 mm noch nicht vollständig ausgefüllt, der Schneidbutzen ist zu diesem Zeitpunkt aber bereits vollständig entfernt. Damit erfüllt der kleinere Stempelweg die in i.O.-Kriterien einer Schneidclinchverbindung (siehe Abschnitt 2.3) nur bedingt.

Der Prozesskraftverlauf sowie die wesentlichen Prozesskennwerte bei Variation des Stempelwegs sind in Bild 87 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass der Stempelweg bei ansonsten gleichen Prozessparametern keinen Einfluss auf den indirekten Schneidprozess hat, die maximale Fügekraft F_F bei geringeren Stempelwegen und dem damit verbundenen geringeren Stauchgrad jedoch deutlich reduziert werden kann.

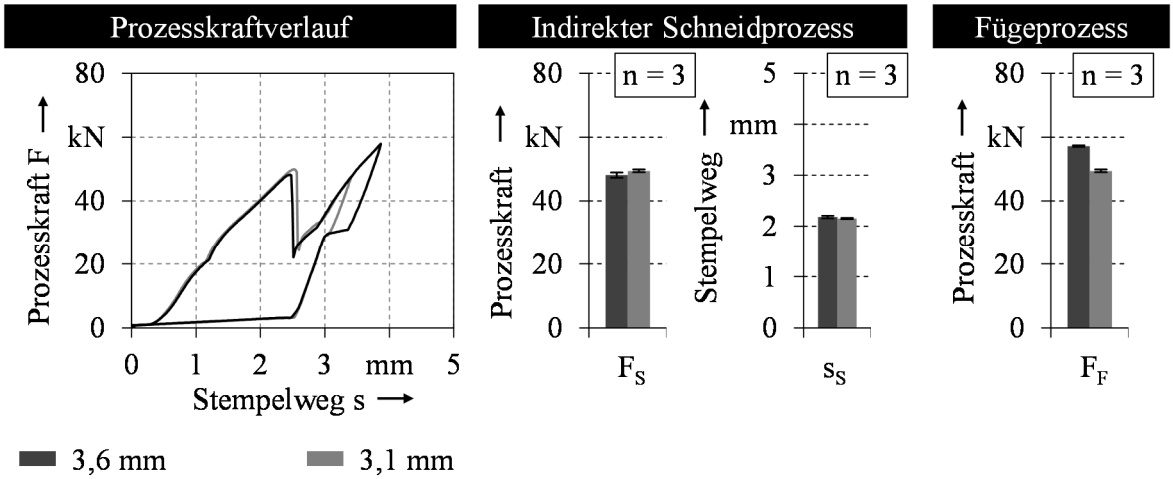


Bild 87: Analyse des Prozesskraftverlaufs bei Variation des Stempelwegs

Die resultierenden geometrischen Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen bei Variation des Stempelwegs sind in Bild 88 dargestellt.

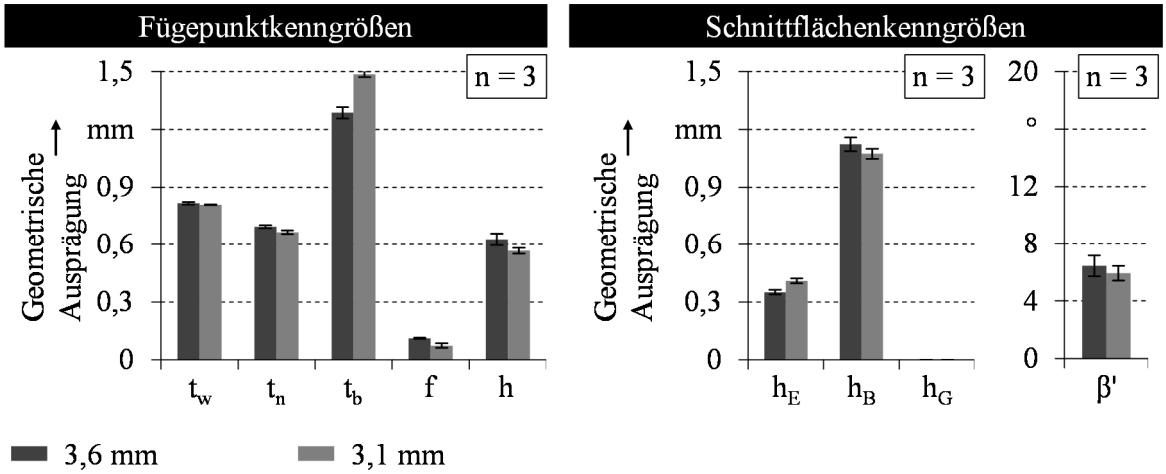


Bild 88: Analyse geometrischer Kenngrößen bei Variation des Stempelwegs

Auch hier bestätigen sich die Erkenntnisse der Stoffflussuntersuchung. Hat der Stempelweg beim Querfließpressen der Fügeverbindung keinen signifikanten Einfluss auf die Wangendicke t_w, so weichen die übrigen Fügepunktkenngrößen stark voneinander ab. Bei steigendem Stempelweg reduziert sich die Restbodendicke t_b von 1,49 mm (s = 3,1 mm) auf 1,29 mm (s = 3,6 mm). Gleichzeitig steigen die Halsdicke t_n leicht sowie der Hinterschnitt f und die Elementhöhe h deutlich an. Die Unterschiede bei den Schnittflächenkenngrößen sind durch die plastische Deformation der Schnittkante im Querfließpressprozess bei steigendem Stempelweg erklärbar.

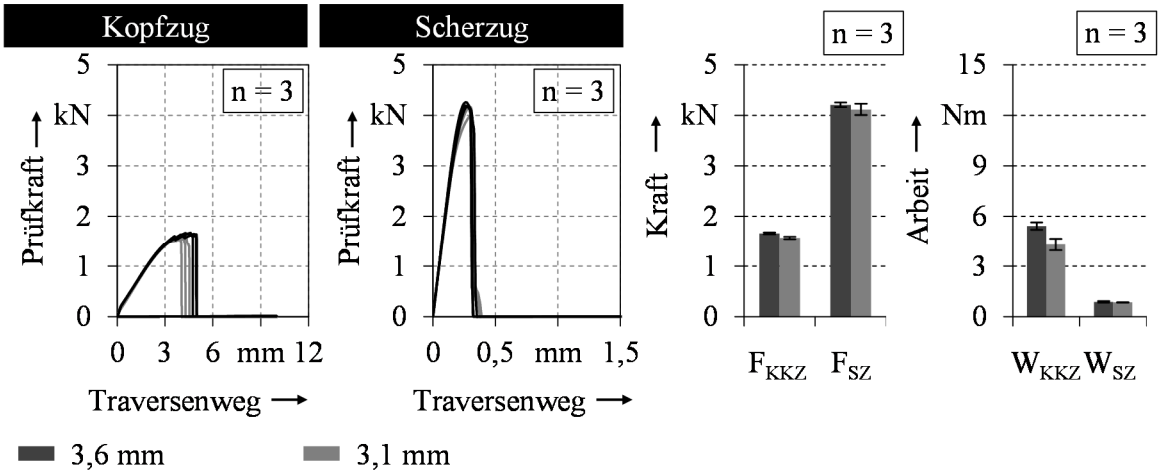


Bild 89: Analyse der Verbindungsfestigkeit bei Variation des Stempelwegs

Der Einfluss des Stempelwegs auf die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung ist in Bild 89 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass der höhere Stempelweg und der höhere Füllgrad der Fügezone keinen signifikanten Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit unter Scherzugbeanspruchung haben. Bei Kopfzugbeanspruchung sind für den höheren Stempelweg s = 3,6 mm nur ein geringer Anstieg der maximalen Kopfzugfestigkeit F_{KKZ} um 0,1 kN und ein Anstieg des Energieaufnahmevermögens W_{KKZ} um 1,1 Nm messbar. Insgesamt kann durch den Schneidclinchprozess somit eine hohe mechanische Verbindungsfestigkeit auch bei n.i.O. Proben gewährleistet werden.

7.3 Gegenüberstellung und Identifikation von Zusammenhängen

Im Folgenden werden die analysierten werkstoff-, werkzeug- und prozessseitigen Einflussparameter sowie deren Effekte auf den Schneidclinchprozess in zwei Einflussmatrizen zusammengefasst. Im Gegensatz zu bisherigen Untersuchungen des Schneidclinchens werden dabei sowohl Effekte auf geometrische Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen (siehe Tabelle 3) als

auch Effekte auf Prozesskraftverlauf und Verbindungsfestigkeit (siehe Tabelle 4) gegenübergestellt. Dies erlaubt eine ganzheitliche Bewertung der Prozessparameter hinsichtlich der Verbindungs- und Prozessqualität.

Die werkstoffseitigen Einflüsse auf den Schneidclinchprozess fallen sehr unterschiedlich aus. Die Wahl des stempelseitigen Fügewerkstoffs und dessen mechanische Eigenschaften haben bei den untersuchten Aluminiumlegierungen keinen signifikanten Effekt auf die Geometrie des Fügepunktes. Die höhere Zugfestigkeit des AA6016 resultiert jedoch in einer leicht höheren Schneid- und Fügekraft, gleichzeitig steigt die quasistatische Festigkeit der Verbindung an. Die Wahl des matrizenseitigen Fügepartners hat insbesondere beim indirekten Schneiden einen dominierenden Einfluss auf den Schneidclinchprozess. Aufgrund der höheren Festigkeit und geringeren Duktilität des 22MnB5 tritt das Bruchversagen bei höheren Schneidkräften, aber bei kleinerem Schneidweg auf. Der geringere Kanteneinzug und der kleinere Bruchflächenwinkel ermöglichen dabei eine größere Halsbreite der Verbindung. Dies hat einen positiven Effekt auf die Scherzugfestigkeit der Fügeverbindung. Gleichzeitig nimmt die Kopfzugfestigkeit aufgrund der geringeren Duktilität der Kreuzkopfzugprobe sowie der daraus resultierenden Krafteinleitung in den Fügepunkt jedoch ab. Eine steigende stempelseitige Blechdicke hat nahezu keinen Einfluss auf die geometrischen Schnittflächenkenngrößen, wobei der Schneidkraftbedarf durch die notwendige Umformung des Aluminiums und der Schneidweg durch die indirekt übertragene Schneidspannung deutlich ansteigen. Die größere Wangendicke sowie das größere Werkstoffstoffvolumen in der Fügezone steigern jedoch den kraftübertragenden Querschnitt der Verbindung und erlauben damit die Steigerung der Verbindungsfestigkeit bei gleichzeitig geringerer Fügekraft.

Die werkzeugseitigen Einflussfaktoren haben keinen oder nur einen geringen Einfluss auf die Schnittflächenkenngrößen der Schneidclinchverbindung. Die Effekte der verschiedenen Aktivelemente auf die geometrischen Kenngrößen sowie den Prozesskraftverlauf und die Verbindungsfestigkeit der Schneidclinchverbindung unterscheiden sich jedoch deutlich.

Tabelle 3: Einfluss auf Fügepunkt- und Schnittflächenkenngrößen

	t_w	t_n	t_b	f	h	h_E	h_B	h_G	β'
AA5083 → AA6016	○	○	○	○	○	○	○	○	○
HCT780X → 22MnB5	↓	↑	↓	↓	↑	⇩	⇧	⇩	⇩
s_0 (stempelseitig) ↑	↑	○	↑	○	○	○	○	○	○
D_I (22MnB5) ↑	○	↓	↑	↑	○	⇧	⇩	○	⇧
D_I (HCT780X) ↑	○	↓	↑	↑	○	○	○	○	○
D_I (1,5/1,5) ↑	○	↓	↑	↑	○	○	○	○	○
Außenstempelwinkel ↑	↑	○	○	○	○	○	○	⇧	○
Außenstempelstirnfase ↑	↓	○	○	↑	↑	○	○	○	○
Niederhalterdurchmesser ↑	↑	○	○	○	○	○	○	○	○
Außenstempelvorspannung ↑	↓	○	↑	○	○	○	○	○	○
Stempelweg ↑	○	↑	↓	↑	↑	○	○	○	○

Legende	Effekt erhöht ⇧	Effekt gesenkt ⇩	Einfluss positiv ●	Einfluss negativ ●	Kein Einfluss ○

Tabelle 4: Einfluss auf Prozesskenngrößen und Verbindungsfestigkeit

	F_S	s_S	F_F	F_{SZ}	F_{KKZ}	W_{SZ}	W_{KKZ}
AA5083 → AA6016	↑	○	↑	○	↑	↑	↑
HCT780X → 22MnB5	↑	↓	↓	↑	↓	↓	↓
s_0 (stempelseitig) ↑	↑	↑	↓	↑	↑	↑	↑
D_I (22MnB5) ↑	○	○	↑	↓	↓	↓	↓
D_I (HCT780X) ↑	○	○	↑	○	↓	↓	↓
D_I (1,5/1,5) ↑	○	○	↑	○	↑ ↓	○	↑ ↓
Außenstempelwinkel ↑	↑	○	○	○	○	○	○
Außenstempelstirnfase ↑	○	↓	↑	○	○	○	○
Niederhalterdurchmesser ↑	○	↓	↑	○	○	○	↑
Außenstempelvorspannung ↑	↓	○	↑	↑	○	○	○
Stempelweg ↑	○	○	↑	○	↑	○	↑

Legende	Effekt erhöht ⇧	Effekt gesenkt ⇩	Einfluss positiv ●	Einfluss negativ ●	Kein Einfluss ○

Der Innenstempeldurchmesser hat, unabhängig vom Werkstoff des matrizenseitigen Fügepartners, einen klaren Einfluss auf die geometrischen Fügepunktkenngrößen. Bei steigender maximaler Fügekraft erlaubt ein größerer Innenstempeldurchmesser die Steigerung der Restbodendicke und des Hinterschnitts, gleichzeitig nimmt jedoch die Halsdicke proportional zum größeren Innenstempeldurchmesser ab. Dies ist zum einen auf die vom Innenstempeldurchmesser abhängige Kontaktfläche beim Querfließpressen und zum anderen auf die vom Abstand zwischen Schnittkante und Innenstempel geometrisch eingeschränkte Fügezone zurückzuführen. Die reduzierte Halsdicke hat dabei einen größeren negativen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit und das Energieaufnahmevermögen der Schneidclinchverbindung als der positive Einfluss des steigenden Hinterschnitts. Dieser Trend bleibt auch bei einem kleineren Blechdickenverhältnis stabil, jedoch wird hierbei ein Maximum der Verbindungsfestigkeit bei einem Innenstempeldurchmesser von 5,2 mm erreicht. Die konstruktive Auslegung des Schneidclinchwerkzeugs muss somit auf die Fügewerkstoffkombination angepasst werden. Die Wangendicke und die Elementhöhe sowie der indirekte Schneidprozess werden vom Innenstempeldurchmesser kaum beeinflusst.

Der Einfluss der Außenstempelgeometrie auf den Schneidclinchprozess fällt insgesamt deutlich geringer aus als der des Innenstempels. Jedoch bestimmt die Wahl des Außenstempelöffnungswinkels und der Außenstempelstirnfase maßgeblich die Wangendicke der Schneidclinchverbindung. Ein größerer Öffnungswinkel resultiert in einem Anstieg der Wangendicke. Hierbei muss jedoch beachtet werden, dass die Prozesssicherheit des Schneidclinchens bei einer stempelseitigen Blechdicke von 2,0 mm abnimmt und die benötigte Schneidkraft deutlich ansteigt. Eindeutige Prozessgrenzen wurden trotz der großen Anzahl an untersuchten Werkstoff- und Werkzeugvarianten nicht erreicht. Dies belegt die Robustheit der Schneidclinchtechnologie, wobei eine Prozessoptimierung das Potential des Schneidclinchens für eine industrielle Anwendung steigert. Größere Außenstempelstirnfasen reduzieren den benötigten Schneidweg deutlich und erlauben die Steigerung des Hinterschnitts, bei einem geringen Anstieg der maximalen Fügekraft. Die Verbindungsfestigkeit wird durch die Außenstempelgeometrie bei den untersuchten Fügewerkstoffkombinationen jedoch nicht signifikant beeinflusst.

Der Einfluss der Niederhaltergeometrie auf die Formfüllung der Schneidclinchverbindung ist zu vernachlässigen. Steigende Niederhalterdurchmesser und der daraus resultierende größere Außenstempelaußendurchmesser erlauben bei höherer maximaler Fügekraft die Reduktion des Schneidweges und die Steigerung der Wangendicke.

Die prozessseitigen Einflussfaktoren Außenstempelfedervorspannung und Stempelweg haben keinen Einfluss auf die geometrischen Schnittflächenkenngrößen. Eine größere Federvorspannung des Außenstempels erlaubt jedoch, bei überproportional steigender maximaler Fügekraft, die leichte Erhöhung der Scherzugfestigkeit der Schneidclinchverbindung. Gleichzeitig wird der Anstieg der Restbodendicke und die leichte Reduktion der benötigten Schneidkraft durch eine deutlich kleinere Wangendicke erkauft. Der Stempelweg hat durch den Anteil des Querfließpressens am Gesamtprozess einen dominierenden Einfluss auf die Ausfüllung der Fügezone. Bei einem starken Anstieg der Fügekraft führt ein größerer Stempelweg jedoch nur zu einem geringfügigen Anstieg der Kopfzugfestigkeit. Die maximale Scherzugfestigkeit ist bereits bei einem geringen Stempelweg erreicht.

8 Bewertung der Ergebnisse und Hinweise für die Praxis

Um ein umfassendes Prozessverständnis des Schneidclinchens und die Identifikation von Wirkzusammenhängen zu ermöglichen, müssen die numerischen und experimentellen Ergebnisse der Teilprozessanalyse (siehe Kapitel 6) sowie die Ergebnisse der Variantenuntersuchungen (siehe Kapitel 7) zusammen bewertet werden. Hierzu werden im Folgenden zunächst Erkenntnisse und Prozesseinflüsse des indirekten Scherschneidens sowie der Fügeoperation zusammengefasst und anschließend Wechselwirkungen zwischen den Teilprozessen abgeleitet. Gleichzeitig werden die Erkenntnisse genutzt, um Gestaltungshinweise für den Einsatz der Schneidclinchtechnologie in der Praxis zu erarbeiten.

8.1 Indirekter Scherschneidprozess

Der indirekte Scherschneidprozess der Schneidclinchtechnologie unterscheidet sich in wesentlichen Punkten vom konventionellen Scherschneiden. Die indirekte Schneidkrafteinleitung der Aktivelemente, über den stempelseitigen Fügepartner, beeinflusst beim Schneidclinchen die Schnittflächengeometrie, den Prozesskraftverlauf sowie die Effekte von werkstoff- und werkzeugseitigen Einflussparametern (siehe Tabelle 5).

Tabelle 5: Prozesseinflüsse auf konventionelle und indirekte Scherschneidprozesse

	Schneidclinchen		Scherschneiden	
	Schnittflächen-geometrie	Prozesskraft-verlauf	Schnittflächen-geometrie	Prozesskraft-verlauf
Werkstoff	++	++	++	++
Werkzeug	−	+	++	+

Legende	Kein Effekt −	Effekt klein +	Effekt groß ++

Die Schnittflächengeometrie des Schneidclinchprozesses weist im Vergleich zum direkten Scherschneiden deutliche Unterschiede auf. Die hohen axialen Druckspannungen auf den matrizenseitigen Fügepartner resultieren bei der Schnittflächenausbildung in einem großen Kanteneinzugsbereich.

Des Weiteren kann, aufgrund der fehlenden aktiven Schneide, keine Glattschnittzone gebildet werden. Die Bruchzone grenzt direkt an den Kanteneinzugsbereich an. Die Beeinflussbarkeit der quantitativen Schnittflächenkennwerte beschränkt sich ausschließlich auf die Wahl des Schneidguts. Im Gegensatz zum konventionellen Scherschneiden konnten keine werkzeugseitigen Effekte identifiziert werden, die eine gezielte Beeinflussung der Schnittflächenkenngrößen ermöglichen. Die wesentlichen Spannungskomponenten beim indirekten Scherschneidprozess werden dabei über die Schneidmatrize eingebracht.

Der Prozesskraftverlauf des indirekten Schneidprozesses weist Parallelen zum konventionellen Scherschneiden auf, wobei der kombinierte Trenn- und Umformprozess des Schneidclinchens sowohl größere Schneidwege, als auch größere Schneidkräfte benötigt. Die untersuchten Werkstoffe HCT780X und 22MnB5 weisen bei beiden Prozessen ein deutliches Sprödbruchverhalten und einen damit verbundenen schnellen Kraftabfall auf. Im Gegensatz zu den Schnittflächenkenngrößen kann der Prozesskraftverlauf sowohl durch das Schneidgut als auch über die Auslegung der stempelseitigen Aktivelemente beeinflusst werden. Grundsätzlich führt dabei eine größere Auflagefläche des kombinierten Innen- und Außenstempels zu einer größeren Schneidkraft sowie zu einem kleineren Schneidweg. Auf Basis der Variantenuntersuchungen lässt sich sagen, dass der Außenstempelstirnfase hierbei eine wesentlichere Rolle zukommt. Größere Außenstempelwinkel leisten keinen entscheidenden Beitrag für eine gezielte Beeinflussung des Bruchzeitpunktes.

8.2 Fügeoperation und Verbindungsausprägung

Die Fügeoperation und die Verbindungsausprägung im Schneidclinchprozess sind sowohl durch werkstoff- und werkzeugseitige Einflussparameter als auch durch Prozessgrößen, wie den Stempelweg und die Vorspannung des Außenstempels, beeinflussbar (siehe Tabelle 6). Dabei muss jedoch beachtet werden, dass sich die resultierenden Effekte auf die Zielgrößen Fügekraft, geometrische Fügepunktausbildung und Verbindungsfestigkeit teilweise gegenseitig negativ beeinflussen.

Die maximale Fügekraft im Schneidclinchprozess liegt über der von vergleichbaren mehrstufigen mechanischen Fügetechnologien, wie dem Clinchen mit Vorloch. Einer effizienten Prozessauslegung und einer Minimierung der maximalen Fügekraft kommt somit eine besondere Bedeutung zu.

Tabelle 6: Prozesseinflüsse auf Fügeoperation und Verbindungsausprägung

	Maximale Fügekraft	Fügepunkt-kenngrößen	Verbindungs-festigkeit
Werkstoff	+	++	+
Werkzeug	++	++	++
Prozess	++	++	+

Legende	Kein Effekt −	Effekt klein +	Effekt groß ++

Die Werkstoffwahl sowie das Blechdickenverhältnis sind bei der industriellen Auslegung von Fügeprozessen meist vorgegeben oder können nur wenig beeinflusst werden. Die werkstoffabhängigen, geometrischen Kenngrößen der Schneidclinchverbindung sollten bei der Werkzeug- und Prozessauslegung trotzdem berücksichtigt werden. Duktilere matrizenseitige Fügepartner erlauben, durch das ansteigende Werkstoffvolumen in der Fügezone, die Reduktion des Stempelwegs und damit der maximalen Fügekraft. Gleichzeitig sinkt der Anteil des Werkstoffflusses nach dem Bruchversagen, wodurch dem Außenstempel eine geringere Bedeutung zukommt. Die Fügewerkstoffkombination beeinflusst den Schneidclinchprozess somit deutlich, kann jedoch nicht als konstruktives Gestaltungsmerkmal gewertet werden.

Im Gegensatz zur indirekten Scherschneidoperation hat die geometrische Gestaltung der stempelseitigen Aktivelemente bei der Fügeoperation einen direkten Effekt auf die geometrischen Fügepunktkenngrößen. Des Weiteren werden der Prozesskraftverlauf sowie die resultierende Verbindungsfestigkeit beeinflusst. Bei der Werkzeugauslegung muss hierbei zwischen dem Innenstempel- und dem Außenstempel unterschieden werden. Das Ziel einer reduzierten maximalen Fügekraft kann dabei über eine Reduktion des Innenstempeldurchmessers erreicht werden. Die daraus resultierende geringere Formfüllung der Fügezone kann durch eine gezielte Auslegung des Außenstempels und über eine geringfügige Erhöhung des Stempelweges kompensiert werden. Der Innenstempeldurchmesser ist außerdem der dominierende Einflussfaktor für die Halsdicke und die resultierende Verbindungsfestigkeit. Bei der Prozessauslegung sollte der Innenstempeldurchmesser somit, in Abhängigkeit von der Fügewerkstoffkombination, minimiert werden. Im Gegensatz zum Innenstempel kann bei der geometrischen Auslegung des Außenstempels keine absolute Empfehlung gegeben werden. Die Auflagefläche des Außenstempels sollte jedoch, in Abhängigkeit der Innenstempelgeometrie und der Fügewerkstoffkombination, minimiert

und gleichzeitig eine Wangenausdünnung vermieden werden. Die identifizierten Stoffflussgrenzen sowie die Ergebnisse der Variantenuntersuchungen belegen, dass bei ausreichender stempelseitiger Blechdicke eine größere Außenstempelstirnfase bei gleichzeitig kleinerem Außenstempelöffnungswinkel zielführend ist.

Die prozessseitigen Einflussfaktoren Stempelweg und Außenstempelvorspannung haben einen deutlichen Effekt auf die maximale Fügekraft und die geometrische Fügepunktausprägung. Die Abhängigkeit der resultierenden Verbindungsfestigkeit ist geringer ausgeprägt. Wird die Außenstempelfedervorspannung vor dem Bruchversagen nicht überschritten, können bei kleiner Vorspannkraft vergleichbare Verbindungsfestigkeiten bei deutlich geringerem Kraftbedarf erreicht werden. Der Stempelweg kann ebenfalls reduziert werden, wobei eine vollständige Ausfüllung der Fügezone gewährleistet werden muss.

8.3 Wechselwirkungen der Teilprozesse

Die Schnittzonengeometrie beeinflusst das Nachfließen des stempelseitigen Werkstoffs sowie den Hinterschnitt der Fügeverbindung über die entstandene Kavität des gelochten matrizenseitigen Fügepartners. Des Weiteren bestimmt der Bruchzeitpunkt das Werkstoffvolumen sowie den benötigten Stempelweg für eine vollständige Ausfüllung der Fügezone. Wie in Abschnitt 8.1 beschrieben, ist die Schnittflächengeometrie werkstoffabhängig und kann über eine konstruktive Werkzeugoptimierung nicht prozesssicher beeinflusst werden. Die Lösungsansätze für eine angepasste Werkzeugauslegung konzentrieren sich deshalb auf den Schnittzeitpunkt des Schneidclinchprozesses.

Der Schnittzeitpunkt hat Einfluss auf die radiale Werkstoffverdrängung aus der Fügezone. Bei gegebener Fügewerkstoffkombination erlaubt ein früheres Bruchversagen des matrizenseitigen Fügepartners die Steigerung des Werkstoffvolumens in der Fügezone. Damit kann ein vollständiges Hinterfließen der Bruchfläche sowie ein ausreichender Hinterschnitt bereits bei geringerem Stempelweg und geringerer Fügekraft erreicht werden.

Eine wesentliche Herausforderung hierbei ist, dass eine konstruktive Anpassung des Schneidclinchwerkzeugs für ein früheres Bruchversagen nur über eine größere Wirkfläche des kombinierten Innen- und Außenstempels realisiert werden kann. Dies resultiert jedoch in größeren maximalen Fügekräften und somit in einem Zielkonflikt bei der Prozessauslegung.

Ein Lösungsansatz ist die Fokussierung der Stempelwirkung und nicht die Maximierung der Auflagefläche. Dies bedeutet, dass bei der Auslegung des Prozesses die Außenstempelstirnfase für die vorliegende Werkstoffkombination angepasst werden muss. Bei duktileren matrizenseitigen Fügepartnern hat das Nachfließen des stempelseitigen Fügepartners nach dem Bruchversagen einen geringeren Einfluss auf die Verbindungsqualität. Somit kann eine kleinere Stirnfase gewählt und eine geringere maximale Fügekraft erreicht werden. Der Außenstempelöffnungswinkel ist abhängig von der stempelseitigen Blechdicke und sollte, ohne einer gleichzeitigen Ausdünnung der Wangendicke, möglichst klein gewählt werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die moderne Fahrzeugindustrie ist geprägt von ökologischen und gesellschaftlichen Rahmenbedingungen sowie gesetzlichen Vorgaben zur Reduktion des CO_2-Ausstoßes. Die daraus resultierenden industriellen und wissenschaftlichen Herausforderungen bedingen eine stetige Weiterentwicklung vorhandener Antriebs- und Karosseriekonzepte. Ein wesentlicher Lösungsansatz im Karosseriebau ist die konsequente Umsetzung des Leichtbaugedankens. Leichtbaustrategien, wie der Stoff- und Formleichtbau, werden im Mittel- und Großserieneinsatz durch den metallischen Mischbau umgesetzt. Hierbei werden höchstfeste Stahlwerkstoffe und Leichtbauwerkstoffe kombiniert, um Hochleistungskarosserien mit geringerem Gewicht zu ermöglichen. Die dadurch ansteigende Komponentenzahl sowie die artungleichen Werkstoffe bedingen eine angepasste Fügetechnik. Der Schneidclinchprozess bietet in diesem Einsatzumfeld ein großes Potential. Durch die Kombination einer Trenn- und Umformoperation in einer Prozessstufe wird die Verbindung von Aluminium- und höchstfesten Stahlblechen ohne Vorlochoperation und Hilfsfügeteil ermöglicht. Für den prozesssicheren Einsatz von Verfahrenskombinationen ist die grundlagenwissenschaftliche Analyse der beteiligten Teilprozesse sowie deren Zusammenwirken notwendig.

Vor diesem Hintergrund untersuchte diese wissenschaftliche Arbeit die Teilprozesse Trennen und Fügen sowie deren Zusammenwirken beim Schneidclinchen und erarbeitete ein umfassendes Prozessverständnis. Aufbauend auf vorhandenen Untersuchungen zur Qualifikation der Schneidclinchtechnologie wurde hierfür ein angepasstes Werkzeugsystem sowie ein schädigungsbasiertes numerisches Modell des Schneidclinchprozesses entwickelt. Diese bildeten die Grundlage für die numerische und experimentelle Analyse der Prozessbestandteile sowie die Durchführung von Variantenuntersuchungen. Die gewonnenen Erkenntnisse und Wirkzusammenhänge wurden in Gestaltungshinweise für die praktische Anwendung des Schneidclinchprozesses überführt.

Die Analyse der Teilprozesse belegt, dass die im Schneidclinchprozess integrierte indirekte Schneidoperation in wesentlichen Aspekten vom konventionellen Scherschneidprozess abweicht. Die Schnittflächengeometrie des Schneidclinchens ist durch einen großen Kanteneinzugsbereich sowie eine direkt angrenzende Bruchzone gekennzeichnet. Werkstoffunabhängig

konnte für höherfeste matrizenseitige Fügepartner ein deutliches Sprödbruchverhaltenen mit keiner oder geringer Schneidgratbildung identifiziert werden. Die simulative Analyse zeigt, dass die indirekte Kraftübertragung der matrizenseitigen Aktivelemente über den stempelseitigen Fügepartner die werkzeugseitige Beeinflussung der Schnittflächengeometrie verhindert. Jedoch konnten, neben den deutlichen werkstoffseitigen Effekten, werkzeugseitige Einflüsse auf den Bruchzeitpunkt und den Schneidkraftbedarf festgestellt werden. Dabei wirkt sich eine große Auflagefläche des kombinierten Innen- und Außenstempels positiv auf den indirekten Schneidprozess aus.

Der Fügeanteil des Schneidclinchprozesses konnte in fünf Prozessabschnitte mit charakteristischer Kinematik von Innen- und Außenstempel unterteilen werden. Die Analyse des Werkstoffflusses über den Prozessverlauf zeigt dabei, dass das Werkstoffvolumen in der resultierenden Fügezone des Schneidclinchprozesses maßgeblich von dem Bruchversagen des matrizenseitigen Werkstoffs bestimmt wird. Nach dem indirekten Schneiden bilden sich Stoffflussgrenzen in Hals und Wangenbereich der Fügeverbindung aus, die das Nachfließen des stempelseitigen Fügepartners begrenzen. Die Verbindungsausprägung wird am Prozessende nahezu ausschließlich über das Querfließpressen des Restbodens realisiert.

Die Variantenuntersuchungen bestätigen die numerischen und experimentellen Erkenntnisse der Teilprozessanalyse, wobei neben der geometrischen Analyse der resultierenden Verbindungen auch der Prozesskraftverlauf sowie die mechanische Verbindungsfestigkeit mit in die Bewertung von Einflussparametern und Effekten einbezogen werden konnten. Dabei zeigte sich eine hohe Abhängigkeit der Verbindungsfestigkeit von der Innenstempelgeometrie des Schneidclinchwerkzeugs. Unabhängig von der Werkstoffkombination ist ein kleinerer Innenstempeldurchmesser zu bevorzugen. Das Blechdickenverhältnis der Fügepartner beeinflusst den positiven Effekt und muss durch eine angepasste Außenstempelauslegung berücksichtigt werden.

Bei der praxisorientierten Auslegung des Schneidclinchwerkzeugs und des Schneidclinchprozesses muss außerdem auf ein ausgewogenes Verhältnis der Verbindungsfestigkeit und der maximal benötigten Fügekraft geachtet werden. Eine steigende Formfüllung und Außenstempelvorspannkraft führen zu einer geringen Erhöhung der Verbindungsfestigkeit, jedoch zu einem deutlichen Anstieg des benötigten Kraftbedarfs. Die Wechselwirkungen zwischen der Bruchkanntengeometrie und dem Bruchzeitpunkt des indirekten Schneidprozesses sowie der Verbindungsausprägung und -festigkeit zeigen, dass eine Fokussierung der Stempelwirkung einer maximalen

Auflagefläche vorzuziehen ist. Eine werkstoffangepasste Auslegung der Außenstempelstirnfase ermöglicht dabei die Steigerung des Werkstoffvolumens in der Fügezone und gleichzeitig die Reduktion der Fügekraft.

Insgesamt leisten die gewonnenen grundlagenwissenschaftlichen Erkenntnisse dieser Arbeit einen deutlichen Beitrag für das Prozessverständnis der Schneidclinchtechnologie. In zukünftigen Untersuchungen sollten jedoch weitere Aspekte untersucht werden. Vielversprechende Themen sind die Erweiterung der werkstoffseitigen Prozessgrenzen, die Untersuchung von Mehrpunktproben, die Durchführung von Korrosionsuntersuchungen sowie die Analyse der Prozessbeeinflussung über matrizenseitige Aktivelemente und die Reduktion der Werkzeugbeanspruchung. Hinsichtlich der Fügewerkstoffe ist die Erweiterung der stempelseitigen Formgebungsgrenzen mittels Kurzzeitwärmebehandlung von hochverfestigenden Aluminiumlegierungen der 7000er-Reihe ein interessanter Ansatzpunkt.

10 Summary and future work

The modern automotive industry is strongly influenced by ecological and social trends as well as legal necessities for the reduction of CO_2 emissions. The resulting industrial and scientific challenges require an ongoing development of drive and car body concepts. One of the most important approaches regarding the body in white construction is the consequent implementation of lightweight materials. In medium- and large-scale production, strategies for lightweight constructions are realized by using composite metallic designs. The combination of high-strength steel materials and nonferrous metals allows a weight reduction without decreasing crash-performance of the car. The high yield strength and low formability as well as the increase in the number of components and materials are major challenges for adapted joining technologies. The shear-clinching process offers great potential in this field of application. The combination of a cutting and a forming operation in a single stage process allows the joining of aluminum and ultra-high-strength steel sheets without a pre-holing operation or any auxiliary part. For a safe and stable usage of process combinations fundamental studies of the subprocesses as well as possible interdependencies are necessary.

In this context, this scientific work elaborated a comprehensive process understanding of the subprocesses and the combined shear-clinching technology. For this purpose, an adapted tool system as well as a damage-based numerical model of the cutting process were developed, based on previous investigations on the qualification of the shear-clinching process. Subsequently, numerical and experimental analyses of the subprocesses as well as experimental parameter studies were carried out. The results were used to identify effects on the shear-clinching joint as well as to develop guidelines for the practical application of the shear-clinching process.

The investigation of the subprocesses showed that essential aspects of the indirect cutting operation in the shear-clinching process deviate from conventional cutting operations. The shearing edge is characterized by a large rollover depth and a directly adjacent fracture zone. Independent of the investigated high-strength die-sided materials, a brittle fracture behavior, with no or little burr formation, could be identified. The simulative analysis showed that the indirect transfer of the cutting force through the punch-sided material prohibits a clear influence of the inner and outer punch on the

shearing edge. However, in addition to clear material-sided effects, a tool-sided influence on the required cutting stroke and cutting force could be determined. A large contact surface of the combined inner and outer punch has a positive effect on the indirect cutting process.

The joining operation of the shear-clinching process can be subdivided into five process sections with characteristic kinematics of the inner and outer punch. The analysis of the material flow over the course of the process showed that the material volume in the resulting joining zone of the shear-clinching process is decisively determined before the fracture of the die-sided material. After the indirect cutting operation, the material flow of the punch-sided material into the joining zone is limited by boundaries in the upper and lower neck section of the joint. At the end of the process, the mold filling of the hole and the formation of the joint is mostly realized by a lateral extrusion of material in the residual bottom section.

The experimental parameter studies confirmed the numerical and experimental findings of the subprocess analysis. In addition to the geometric analysis of the joint formation, the process forces as well as the mechanical joint strength have been investigated. Thus the influencing parameters on the joint and process quality could be evaluated regarding different objectives. This showed a high dependence of the joint strength from the inner punch geometry of the shear-clinching tool. In general and irrespectively of the material combination, a smaller diameter of the inner punch should be preferred, but the sheet thickness ratio of the joining partners influences the positive effect and must be taken into account by means of an adapted outer punch design.

For a practical design of the shear-clinching tool and an efficient shear-clinching process, a balanced ratio of the joining strength and the required joining force must also be taken into consideration. When increasing the mold filling and the pre-load of the outer punch spring, a slight increase in the mechanical joint strength can be achieved only by a significant increase in the maximum joining force. The interactions between fracture geometry and stroke of the indirect cutting operation on the one side, as well as joint geometry and strength on the other side, showed that focusing of the punch load should be preferred to a maximum bearing surface. Therefore, by considering material properties and sheet thickness of the joining partners as well as using an adapted angle and chamfer of the outer punch, an increasing material volume in the joining zone and a reduction of the joining force can be realized at the same time.

In summary, the basic findings gained from this scientific work provide a clear contribution to the process understanding of the shear-clinching technology. However, in future studies further aspects should be investigated. Promising topics are the extension of material-sided process limits, the investigation of multipoint connections and the corrosive behavior as well as the analysis of die-sided influences of the tool geometry and possibilities for a reduction of the tool stress. With regard to the forming limits of the punch-sided material, the combination of a short-term heat treatment of high-strength aluminum alloys of the 7000 series and the shear-clinching technology is an interesting field of research.

Literaturverzeichnis

[1] Wenzel, E.; Dziemba, O.: MEGATRENDS! Juli 2016: Zukunftsmärkte. Neue Technologien. Gesellschaft im Wandel. Murmann Publishers, 2016

[2] Verordnung (EU) Nr. 333/2014: Änderung der Verordnung (EG) Nr. 443/2009 hinsichtlich der Festlegung der Modalitäten für das Erreichen des Ziels für 2020 zur Verringerung der CO_2-Emissionen neuer Personenkraftwagen. Amtsblatt der Europäischen Union, 2014

[3] zukunftsInstitut: Aufbruch in ein neues Zeitalter der Mobilität. Internet: https://www.zukunftsinstitut.de/artikel/aufbruch-in-ein-neues-zeitalter-der-mobilitaet/, (abgerufen am 16.11.2016)

[4] WirtschaftsWoche: Autoindustrie gegen IT-Branche - Der Kampf der Branchen um die Zukunft des Autos. Internet: http://www.wiwo.de/unternehmen/auto/autoindustrie-gegen-it-branche-der-kampf-der-branchen-um-die-zukunft-des-autos/11168482.html, (abgerufen am 16.11.2016)

[5] Merklein, M.; Geiger, M.: New materials and production technologies for innovative lightweight constructions. Journal of Materials Processing Technology, (2002)125-126, 532–536

[6] Goede, M.; Ferkel, H.; Stieg, J.; Dröder, K.: Mischbauweisen Karosseriekonzepte - Innovationen durch bezahlbaren Leichtbau. In: Pischinger, S.; Henning, W. (Hrsg.) 14. Aachener Kolloquium - Fahrzeug und Motorentechnik, 2005, 1–17

[7] Eckstein, L.; Göbbels, R.; Goede, M.: Analyse sekundärer Gewichtseinsparpotentiale in Kraftfahrzeugen. AZT - Automobiltechnische Zeitschrift, (2011)1, 447–452

[8] Goede, M.; Stehlin, M.; Rafflenbeul, L.; Kos, G.; Beeh, E.: Super Light Car - lightweigth construction thanks to a multi-material design and function integration. European Transport Research Review 1(2009)1, 5–10

[9] Merklein, M.; Johannes, M.; Lechner, M.; Kuppert, A.: A review on tailored blanks - Production, applications and evaluation. Journal of Materials Processing Technology 214(2014)2, 151–164

[10] Klein, B.: Leichtbaukonstruktion - Berechnungsgrundlagen und Gestaltung. Springer Vieweg, 2013, 10. Aufl.

[11] Merklein, M.; Lechler, J.; Geiger, M.: Characterisation of the Flow Properties of the Quenchenable Ultra High Strength Steel 22MnB5. CIRP Annals - Manufacturing Technology 55(2006)1, 229–232

[12] Büdgam, S.; Freitag, V.; Hahn, O.; Ruther, M.: Fügesystemoptimierung für Mischbauweisen im Karosseriebau. AZT - Automobiltechnische Zeitschrift 48(2004), 1132–1141
[13] Kraus, C.; Mauermann, R.; Neugebauer, R.: Fügetechnologien für hochfeste Stähle in Mischbauweise. In: Neugebauer, R. (Hrsg.) 6. Chemnitzer Karosseriekolloquium, 2011, 311–330
[14] Hahn, O.; Meschut, G.; Janzen, V.; Flüggen, F.: Weiterentwicklung des Schweißnietens für die Anbindung von Leichtmetallen und faserverstärkten Kunststoffen an Stahlstrukturen - Forschung für die Praxis. Bd. 862. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V, 2015
[15] Reisgen, U.; Stein, L.; Steiners, M.; Göttmann, A.: Lichtbogenfügen umformbarer Stahl-Aluminium-Mischverbindungen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 41(2010)11, 951–960
[16] Hage, M.; Schulz, R.: Verbindungstechnik im Multi-Material-Design künftiger Leichtbau-Karosserien. lightweight-design 2(2009)2, 42–45
[17] DVS-EFB 3470: Mechanisches Fügen - Konstruktion und Auslegung - Grundlagen/Überblick. DVS-Verlag, 2006
[18] Busse, S.: Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens. In: Merklein, M.; Franke, J.; Schmidt, M. (Hrsg.): Fertigungstechnik - Erlangen. Meisenbach-Verlag, 2013
[19] DVS-EFB-3420-2: Clinchen-Sonderverfahren. DVS-Verlag, 2008
[20] DVS-EFB-3420: Clinchen-Überblick. DVS-Verlag, 2012
[21] Friedrich, H. E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. Springer Fachmedien, 2013
[22] Kleiner, M.; Geiger, M.; Klaus, A.: Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming. CIRP Annals - Manufacturing Technology 52(2003)2, 521–542
[23] M. Pfestorf: Manufacturing of High Strength Steel and Aluminum for a Mixed Material Body in White. Advanced Materials Research 6-8(2005), 109–126
[24] Merklein, M.: Charakterisierung von Blechwerkstoffen für den Leichtbau. Meisenbach-Verlag, 2006
[25] 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, (2014)10, 2112–2118
[26] Henning, F.; Moeller, E.: Handbuch Leichtbau - Methoden, Werkstoffe, Fertigung. Hanser, 2011
[27] DIN EN 10346: Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl. Beuth Verlag, 2009

[28] Daamen, M.; Güvenç, O.; Bambach, M.; Hirt, G.: Development of efficient production routes based on strip casting for advanced high strength steels for crash-relevant parts. CIRP Annals - Manufacturing Technology 63(2014)1, 265–268
[29] Niemeyer, M.; Schulz, T.; Evertz, T.; Eggers, U.; Luther, F.: The new salzgitter mannesmann forschung technology center continuous R&D process chain – systematic product development. Steel Research International 5(2008), 396–400
[30] Karbasian, H.; Tekkaya, A. E.: A review on hot stamping. Journal of Materials Processing Technology 210(2010)15, 2103–2118
[31] Kolleck, R.; Veit, R.: Current and Future Trends in the field of Hot Stamping of Car Body Parts. In: Wieland, H.-J. (Hrsg.) 3rd International Conference on Steels in Cars and Trucks, 2011, 40–47
[32] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. Springer-Verlag, 2014, 3. Auflage
[33] DIN EN 573-1: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 1: Numerisches Bezeichnungssystem. Beuth Verlag, 2005
[34] Merklein, M.; Degner, J.: Influence of Pre-Strain and Simulated Paint-Bake on Mechanical Properties of High Strength Aluminium Alloy AA7020. Applied Mechanics and Materials 805(2015), 115–122
[35] Goede, M.: Mischbaustrategien im Karosseriekonzept, Umsetzung und Planung. In: Neugebauer, R. (Hrsg.) 6. Chemnitzer Karosseriekolloquium, 2011, 95–109
[36] Schmid, D.; Neudel, C.; Zäh, M. F.; Merklein, M.: Pressschweißen von Aluminium-Stahl-Mischverbindungen. lightweight-design 1(2012)12, 14–19
[37] Hahn, O.; Meschut, G.; Bergau, M.; Matzke, M.: Self-pierce Riveting and Hybrid Joining of Boron Steels in Multi-material and Multi-sheet Joints. Procedia CIRP 18(2014), 192–196
[38] Schmitz, F. P.; Symietz, D.: Klebstoffe im Fahrzeugbau. Chemie in unserer Zeit 42(2008)2, 92–101
[39] Mori, K.-i.; Bay, N.; Fratini, L.; Micari, F.; Tekkaya, A. E.: Joining by plastic deformation. CIRP Annals - Manufacturing Technology 62(2013)2, 673–694
[40] Feldmann, K.; Schöppner, V.; Spur, G. (Hrsg.): Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren. Hanser, 2014, 2. Aufl.
[41] DIN 8580: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Beuth Verlag, 2003
[42] Matthes, K. J.; Richter, E.; Riedel, F. (Hrsg.): Fügetechnik - Löten - Kleben - Nieten von metallischen Konstruktionswerkstoffen. Carl Hanser Fachbuchverlag, 2003, 1. Aufl.

[43] DIN 8593-0: Fertigungsverfahren Fügen: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, 2003
[44] DIN 8593-5: Fertigungsverfahren Fügen: Fügen durch Umformen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, 2003
[45] Hahn, O.; Klemens, U.: Fügen durch Umformen: Nieten und Durchsetzfügen - Innovative Verbindungsverfahren für die Praxis. e.V. Dokumentation 707(1996)
[46] Bangel, M.; Müller, S.; Hornbostel, N.: Mechanisches Fügen im Automobil-Leichtbau. DVS Berichte Band 267(2010), 244–248
[47] Griesbach, B.; Neudel, C.; Bader, K. M.: Fertigungstechnologien partiell pressgehärteter Bauteile für die ultra-Leichtbaukarosserie. In: Merklein, M. (Hrsg.) 6. Erlanger Workshop Warmblechumformung. Meisenbach-Verlag, 2011, 15–35
[48] Kraus, C.: Stechnieten - a new joining process. In: Automotive Circle International (Hrsg.) Proceedings Joining in Car Body Engineering. Conference Proceedings Hannover, 2014, 255–268
[49] Hahn, O.; Draht, T.: Entwicklung eines Bolzensetzverfahrens für Blech-Profil-Verbindungen im Fahrzeugbau - Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik. Bd. 69. Shaker, 2006
[50] Chastel, Y.; Passemard, L.: Joining Technologies for Future Automobile Multi-material Modules. Procedia Engineering 81(2014), 2104–2110
[51] Hahn, O.; Flüggen, F.: Qualifizierung des Bolzensetzens als Verfahren zum Fügen höchstfester Stahlwerkstoffe - Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik. Bd. 105. Shaker, 2014
[52] Meschut, G.; Janzen, V.; Olfermann, T.: Innovative and Highly Productive Joining Technologies for Multi-Material Lightweight Car Body Structures. Journal of Materials Engineering and Performance 23(2014)5, 1515–1523
[53] Hahn, O.; Meschut, G.; Bednorz, S.; Schübeler, C.: Stanznieten hochfester Stähle mit NE-Hochleistungswerkstoffen. In: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (Hrsg.) Tagungsband zum 32. EFB-Kolloquium Blechverarbeitung, 2012, 163–178
[54] Mori, K.; Abe, Y.; Kato, T.: Self-pierce riveting of multiple steel and aluminium alloy sheets. Journal of Materials Processing Technology 214(2014), 2002–2008
[55] Abe, Y.; Kato, T.; Mori, K.: Self-piercing riveting of high tensile strength steel and aluminium alloy sheets using conventional rivet and die. Journal of Materials Processing Technology 209(2009)8, 3914–3922
[56] Meschut, G.; Matzke, M.; Hörhold, R.; Olfermann, T.: Hybrid technologies for joining ultra-high-strength boron steels with aluminum alloys for lightweight car body structures. Procedia CIRP 23(2014), 19–23

[57] Hahn, O.; Meschut, G.; Bergau, M.; Matzke, M.: Self-pierce riveting and hybrid joining of boron steels in multi-material and multi-sheet joints. Proceedings of the International Conference on Manufacturing of Lightweight Components 18(2014), 192–196
[58] Meschut, G.; Bergau, M.: Vollstanznietkleben von dreilagigen Mischbaustrukturen. In: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (Hrsg.) Tagungsband zum 2. Fügetechnischen Gemeinschaftskolloquium. Garbsen Verlag, 2012, 51–85
[59] Jäckel, M.; Kraus, C.; Kros, T.: Effects of increased tool velocity on mechanical joining of steel and aluminium sheet metals. Procedia CIRP 23(2014), 24–28
[60] DVS-EFB 3420: Clinchen - Überblick. DVS-Verlag, 2002
[61] Varis, J.: The suitability of clinching as a joining method for high-strength structural steel. Journal of Materials Processing Technology 132(2003)1-3, 242–249
[62] Varis, J.: Economics of clinched joint compared to riveted joint and example of applying calculations to a volume product. Journal of Materials Processing Technology 172(2006), 130–138
[63] Abe, Y.; Matsuda, A.; Kato, T.; Mori, K.: Plastic Joining of Aluminium Alloy and High Strength Steel Sheets by Mechanical Clinching. Steel Research International 79(2008)1, 649–657
[64] Lee, C.-J.: Parametic study on mechanical clinching process for joining aluminium alloy and high-strength steel sheets. Journal of Mechanical Sience and Technology 24(2010), 123–126
[65] Abe, Y.; Mori, K.; Kato, T.: Joining of high strength steel and aluminium alloy sheets by mechanical clinching with dies for control of metal flow. Journal of Materials Processing Technology, (2012)4, 884–889
[66] Reich, M.; Osten, J.; Milkereit, B.; Kalich, J.; Füssel, U.; Kessler, O.: Short-time heat treatment of press hardened steel for laser assisted clinching. Material Science and Technology 30(2014)11, 1287–1296
[67] Abe, Y.; Nihsino, S.; Mori, K.; Saito, T.: Improvement of joinability in mechanical clinching of ultra-high strength steel sheets using counter pressure with ring rubber. Procedia Engineering 81(2014), 2056–2061
[68] Lai, M.; Brun, R.: Latest Developments in Sheet Metal Forming Technologies and Materials for Automotive Application. Key Engineering Materials 344(2007), 1–8
[69] Kalich, J.; Schübeler, C.: Mechanisches Fügen pressgehärteter Vergütungsstähle - Forschung für die Praxis. Bd. 762. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V, 2012
[70] DVS-EFB 3420-2: Clinchen - Sonderverfahren. DVS-Verlag, 2008

[71] Lee, C.-J.; Lee, J.-M.; Ryu, H.-Y.; Lee, K.-H.; Kim, B.-M.; Ko, D.-C.: Design of hole-clinching process for joining of dissimilar materials – Al6061-T4 alloy with DP780 steel, hot-pressed 22MnB5 steel, and carbon fiber reinforced plastic. Journal of Materials Processing Technology 214(2014), 2169–2178

[72] Füssel, U.; Kalich, J.: Mechanical joining of hot stampt steel. In: Wieland, H.-J. (Hrsg.) 3rd International Conference on Steels in Cars and Trucks. Stahleisen Verlag, 2011, 592–602

[73] Letsch, S.; Meschut, G.; Kuting, J.; Peitz, V.: Mechanische Fügetechnik für die Mischbauweise, Teil 2 - Neuartige Fügeverfahren. Schweißen und Schneiden 56(2004), 518–526

[74] Busse, S.; Laue, H.; Lenk, V.; Ruther, M.: Fügevorrichtung. Offenlegungsschrift DE 10 2006 028 568 A1, (2007)

[75] Busse, S.; Merklein, M.; Roll, K.; Ruther, M.; Zürn, M.: Development of a mechanical joining process for automotive body-in-white productions. International Journal of Material Forming, (2010)3, 1059–1062

[76] Merklein, M.; Meschut, G.; Müller, M.; Hörhold, R.: Grundlegende Untersuchungen zur Verbindung von pressgehärtetem Stahl und Aluminium mittels Schneidclinchen. In: Brosius, A. (Hrsg.) 20. Sächsiche Fachtagung Umformtechnik, 2013, 63–72

[77] DIN 8588: Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth Verlag, 2013

[78] Awiszus, B.; Bast, J.; Dürr, H.; Mayr, P. (Hrsg.): Grundlagen der Fertigungstechnik. Carl Hanser Fachbuchverlag, 2016, 6. Aufl.

[79] Tschätsch, H.; Dietrich, J.: Praxis der Umformtechnik - Arbeitsverfahren Maschinen Werkzeuge. Vieweg+Teubner Verlag, 2015, 8. Aufl.

[80] Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik - Grundlagen, Technologien, Maschinen. Springer-Verlag, 2010, 2. Aufl.

[81] Schmidt, R.-A.: Umformen und Feinschneiden - Handbuch für Verfahren, Stahlwerkstoffe, Teilgestaltung. Carl Hanser Fachbuchverlag, 2007

[82] Nothhaft, K.: Scherschneiden höchstfester Stahlwerkstoffe im offenen Schnitt. Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München - Dissertation, 2013

[83] Timmerbeil, F. W.: Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt. Technische Hochschule Hannover - Dissertation, 1957

[84] DIN 6930-2: Stanzteile aus Stahl - Teil 2: Allgemeintoleranzen. Beuth Verlag, 2011

[85] Lange, K.: Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 3: Blechbearbeitung. Springer, 1990, 2. Aufl.

[86] Hellwig, W.; Kolbe, M.: Spanlose Fertigung Stanzen - Integrierte Fertigung komplexer Präzisions-Stanzteile. Springer Vieweg, 2012, 10. Aufl.
[87] Spur, G.: Handbuch der Fertigungstechnik - Band 2/3: Umformen und Zerteilen. Carl Hanser Fachbuchverlag, 1985
[88] Hörmann, F.: Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form - Dissertation in Utg-Forschungsberichte. Bd. 46. Hieronymus, 2008
[89] Erdmann, C. M.: Mechanismen der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Pressteilen aus Aluminiumblech - Dissertation in Utg-Forschungsberichte Bd. 31. Hieronymus, 2004
[90] So, H.; Hoffmann, H.; Golle, R.: Blanking of press hardened ultra high strength steel. In: Oldenburg, M.; Steinhoff, K.; Prakash, B. (Hrsg.): Proceedings of the 2nd International Conference Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel. Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2009, 137–146
[91] Roll, K.; Busse, S.; Merklein, M.: Innovatives Verfahren zum Clinchen von höchstfesten Stahlgüten. EFB-Tagungsband, (2012)33, 155–162
[92] Busse, S.; Laue, H.: Joining device for connecting two sheets. Offenlegungsschrift - DE 102010020540 A1, (2010)
[93] Hörhold, R.; Müller, M.; Merklein, M.; Meschut, G.: Fundamental Studies on a Novel Die Concept for Round-Point Shear-Clinching. AIP Conference Proceedings 1769(2016)100003, 1–6
[94] Müller, M.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: FE-based study of the cutting operation within joining by forming of dissimilar materials using shear-clinching technology. Applied Mechanics and Materials, (2015)794, 304–311
[95] Müller, M.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Numerische Untersuchungen des Werkstoffflusses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchen. In: Brosius, A. (Hrsg.) 23. Sächsiche Fachtagung Umformtechnik, 2016, 158–165
[96] Hörhold, R.; Müller, M.; Merklein, M.; Meschut, G.: Mechanical properties of an innovative shear-clinching technology for ultra-high-strength steel in lightweight car body structures. Welding in the World 60(2016)3, 613–620
[97] Steinke, P.: Finite-Elemente-Methode - Rechnergestützte Einführung. Springer, 2015, 5. Aufl.
[98] Klocke, F.; König, W. (Hrsg.): Fertigungsverfahren 4 - Umformen. Springer-Verlag, 2006, 5. Aufl.
[99] Bathe, K.-J.: Finite-Elemente-Methoden - Matrizen und lineare Algebra, die Methode der finiten Elemente, Lösung von Gleichgewichtsbedingungen und Bewegungsgleichungen. Springer-Verlag, 1990

[100] Lange, K.: Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 4: Sonderverfahren, Prozesssimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. Springer-Verlag, 1993, 2. Aufl.
[101] Kramer, F.: Passive Sicherheit von Kraftfahrzeugen - Biomechanik, Simulation, Sicherheit im Entwicklungsprozess. Vieweg+Teubner Verlag, 2009, 3. Aufl.
[102] Müller, M.; Vierzigmann, U.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Development of a testing method for the identification of friction coefficients for numerical modeling of the shear-clinching process. Key Engineering Materials 639(2015), 469–476
[103] Busse, S.; Merklein, M.; Roll, K.; Zürn, M.; Schubert, H.: Numerical and Experimental Investigations of an Innovative Clinching Process. In: Tekkaya, A. E. (Hrsg.): Proceedings of the 10. International Conference on Technology of Plasticity (ICTP). Stahleisen-Verlag, 2011, 736–741
[104] Wiethop, P.; Jüttner, S.; Hoffmeister, H.-W.; Hesselbach, J.: Stanznageln - Prozesssimulation mit Hilfe der Finiten Elemente Methode. lightweight-design 3(2010)3, 36–40
[105] Dölle, N.: Numerische Simulation des Fügeprozesses beim Stanznieten mit Halbhohlniet von duktilen Blechwerkstoffen - Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik. Bd. 48. Shaker, 2001
[106] Eckstein, J.: Numerische und experimentelle Erweiterung der Verfahrensgrenzen beim Halbhohlstanznieten hochfester Bleche - Dissertation, 2009
[107] Schmid, E.: Numerische Analyse des Clinchprozesses mit dreigeteilter Matrize - Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik. Bd. 55. Shaker, 2004
[108] Ardakani, S. E.: Entwicklung einer praxisnahen Methodik für die Simulation des Clinchklebeprozesses - Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik. Bd. 99. Shaker, 2013
[109] Israel, M.: Bewertung von Parameterstreuung beim Umformfügen. NAFEMS Magazin 2(2013)26, 78–88
[110] Lambiase, F.; Di Ilio, A.: Optimization of the Clinching Tools by Means of Integrated FE Modeling and Artificial Intelligence Techniques. Procedia CIRP 12(2013), 163–168
[111] Gerstmann, T.; Awiszus, B.: Recent developments in flat-clinching. Computational Materials Science 81(2014), 39–44
[112] Neugebauer, R.; Mauermann, R.; Dietrich, S.; Kraus, C.: A new technology for the joining by forming of magnesium alloys. Production Engineering - Research and Development 1(2007)1, 65–70

[113] de Paula, A.; Aguilar, M.; Pertence, A.; Cetlin, P.: Finite element simulations of the clinch joining of metallic sheets. Journal of Materials Processing Technology 182(2007)1, 352–357
[114] Chen, C.; Zhao, S.; Han, X.; Cui, M.; Fan, S.: Optimization of a reshaping rivet to reduce the protrusion height and increase the strength of clinched joints. Journal of Materials Processing Technology 234(2016), 1–9
[115] Balawender, T.; Sadowski, T.; Golewski, P.: Numerical analysis and experiments of the clinch-bonded joint subjected to uniaxial tension. Computational Materials Science 64(2012), 270–272
[116] Kaiser, P.: Beitrag zur Untersuchung des Formänderungsvermögens metallischer Werkstoffe unter besonderer Berücksichtigung des hydrostatischen Spannungsanteils - Dissertation, 2001
[117] Kittner, K.: Integrativer Modellansatz bei der Co-Extrusion von Aluminium-Magnesium-Werkstoffverbunden. Technische Universität Chemnitz (Hrsg.): Berichte aus der Virtuellen Fertigungstechnik. Bd. 9, 2012
[118] Breuer, D.: Bestimmung des Formänderungsvermögens bei der Kaltmassivumformung. Technische Hochschule Aachen (Hrsg.): Berichte aus der Produktionstechnik. Bd. 19. Shaker Verlag, 2007
[119] Dieter, G. E.; Bacon, D.: Mechanical metallurgy - McGraw-Hill series in materials science and engineering. McGraw-Hill, 1988
[120] Lemaitre, J.: A course on damage mechanics. Springer, 1992
[121] Gurson, A. L.: Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Journal of Engineering Materials and Technology 99(1977), 2–15
[122] Oyane, M.; Sato, T.; Okimoto, K.; Shima, S.: Criteria for Ductile Fracture and their Applications. Journal of Mechanical Working Technology, (1980)4, 65–81
[123] Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik - Grundlagen, Technologien, Maschinen. Springer-Verlag, 2017, 3. Aufl.
[124] Härtel, S.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Verfahrensentwicklung des Unrunddrückens - Dissertation, 2013
[125] Maas, P.; Helm, D.: Materialmodelle zur Beschreibung der duktilen Schädigung. 12. RoundTable - Simulation in der Massivumformung, (2010), 105–124
[126] Cockroft, M. G.; Latham, D. J.: Ductility and the Workability of Metals. Journal of the Institute of Metals, (1968)96, 33–39
[127] Freudenthal, A. M.: The inelastic behavior of engineering materials and structures. Wiley, 1950

[128] Ayada, M.; Higashino, T.; Mori, K.: Central Bursting in Extrusions of Inhomogenous Materials. Advanced Technology of Plasticity 1(1984), 553–558
[129] Oh, S. I.; Chen, C. C.; Kobayashi, S.: Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing. Transactions of the ASME Journal for Industrie 101(1979), 36–44
[130] Björklund, O.; Larsson, R.; Nilsson, L.: Failure of high strength steel sheets: Experiments and modelling. Journal of Materials Processing Technology 213(2013)7, 1103–1117
[131] Awiszus, B.; Kleditzsch, S.: Untersuchung des Fügevorgangs von Rändelpressverbänden (RPV) unter Nutzung der Finite-Elemente-Methode. utfscience 4(2011), S. 1–11
[132] Erdmann, C. M.; Fiderer, M.: Vom Trennen bis Fügen praxisnah simuliert. Blech Inform 3(2005), 48–51
[133] Hatanaka, N.; Yamaguchi, K.; Takakura, N.: Finite element simulation of the shearing mechanism in the blanking of sheet metal. Journal of Materials Processing Technology 139(2003)1, 64–70
[134] Kwak, T.; Kim, Y.; Bae, W.: Finite element analysis on the effect of die clearance on shear planes in fine blanking. Journal of Materials Processing Technology 130-131(2002), 462–468
[135] Hambli, R.; Reszka, M.: Fracture criteria identification using an inverse technique method and blanking experiment. International Journal of Mechanical Sciences 44(2002)7, 1349–1361
[136] Shim, K.; Lee, S.; Kang, B.; Hwang, S.: Investigation on blanking of thin sheet metal using the ductile fracture criterion and its experimental verification. Journal of Materials Processing Technology 155-156(2004), 1935–1942
[137] Panico, T.: Beurteilung der Kantenbelastung beim Scherschneiden höchstfester Stahlbleche mit Hilfe der Finiten-Element-Methode - Dissertation, 2012
[138] So, H.: Scherschneiden von Mangan-Bor-Stählen unter Temperatureinfluss - Dissertation, 2015
[139] GOM – Gesellschaft für optische Messtechnik: Handbuch Messsystem Aramis, 2003
[140] VDA 239-300: Experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Walzprodukten aus Aluminiumlegierungen für die CAE-Berechnung - Prüfung und Dokumentation. Verband der Automobilindustrie e.V., 2015
[141] SEP 1240: Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblech aus Stahl für die CAE-Berechnung. Beuth Verlag, 2006

[142] Hockett, J.; Sherby, O.: Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23(1975)2, 87–98
[143] DIN EN 515: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Halbzeug - Bezeichnungen der Werkstoffzustände. Beuth Verlag, 1993
[144] DIN EN 485-3: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche und Platten - Teil 3: Grenzmaße und Formtoleranzen für warmgewalzte Erzeugnisse. Beuth Verlag, 2003
[145] Braess, H.-H.; Seiffert, U.: Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik. Springer Fachmedien, 2013, 7. Aufl.
[146] Berns, H.; Theisen, W.: Eisenwerkstoffe - Stahl und Gusseisen. Springer, 2008, 4. Aufl.
[147] 10027-1: Bezeichnungssystem für Stähle - Teil 1: Kurznamen. Beuth Verlag, 2017
[148] Stopp, R.; Schaller, L.; Lamprecht, K.; Keupp, E.; Deinzer, G.: Warmblechumformung in der Automobil-Serienfertigung - Status, Trends und Potenziale. In: Geiger, M.; Merklein, M. (Hrsg.) 2. Erlangener Workshop Warmblechumformung. Meisenbach-Verlag, 2007
[149] Laumann, T.; Pfestorf, M.; Beil, A.; Geiger, M.; Merklein, M.: Crash behavior of various modern steels exposed to high deformation rates. Key Engineering Materials 344(2007), 151–158
[150] Merklein, M.; Lechler, J.; Stöhr, T.; Svec, T.: Herstellung von funktionsoptimierten Bauteilen im Presshärtprozess. Stahl und Eisen, (2010)6, 51–57
[151] DVS-EVB-3480-1: Prüfung von Verbindungseigenschaften. DVS-Verlag, 2007
[152] DIN EN ISO 12996: Mechanisches Fügen - Zerstörende Prüfung von Verbindungen. Beuth Verlag, 2013
[153] M. S. Corporation: Marc 2014 - Volume A: Theory User Information, 2014
[154] Müller, M.; Vierzigmann, U.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Adaption des Ringstauchversuchs für die Untersuchung der tribologischen Bedingungen beim Fügen warmumgeformter Stähle mittels Schneidclinchen. In: Merklein, M. (Hrsg.) 9. Erlangener Workshop Warmblechumformung. Meisenbach, 2014, S. 163–174
[155] v. Mises; R.: Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand. Göttinger Nachr. math. phys. Klasse, (1913), S. 582–592

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

[P1] Graser, M.; Wiesenmayer, S.; Müller, M.; Merklein, M.: Application of Tailor Heat Treated Blanks Technology in a Joining by Forming Process. Journal of Materials Processing Technology, aktzeptiert

[P2] Han, D.; Hörhold, R.; Müller, M.; Wiesenmayer, S.; Merklein, M.; Meschut, G.: Shear-clinching of multi-element specimens of aluminum alloy and ultra-high-strength steel. Key Engineering Materials 767(2018), S. 389-396

[P3] Wiesenmayer, S.; Müller, M.; Dornberger, P.; Han, D.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Numerical investigation of the tool load in joining by forming of dissimilar materials using shear-clinching technology. Key Engineering Materials 767(2018), S. 397-404

[P4] Hörhold, R.; Müller, M.; Merklein, M.; Meschut, G.: Specimen´s Geometry Related Influences on Load-Bearing Capacity of Joining Aluminium and UHSS by Innovative Shear-Clinching. Journal of Materials Science Research 6(2017)4, published online

[P5] Hörhold, R.; Müller, M.; Merklein, M.; Meschut, G.: Mechanical properties of an innovative shear-clinching technology for ultra-high-strength steel and aluminium in lightweight car body structures. Welding in the World 60(2016)3, S. 613-620

[P6] Hörhold, R.; Müller, M.; Merklein, M.; Meschut, G.: Fundamental Studies on a Novel Die Concept for Round-Point Shear-Clinching. AIP Conference Proceedings 1769(2016)100003, S. 1-6

[P7] Graser, M.; Wiesenmayer, S.; Müller, M.; Merklein, M.: Application of Tailor Heat Treated Blanks Technology in a Joining by Forming Process. Journal of Materials Processing Technology, aktzeptiert

[P8] Müller, M.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Numerische Untersuchung des Werkstoffflusses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchen. In: Brosius, A. (Hrsg.): Tagungsband SFU 2016, 2016, S. 158-165

[P9] Müller, M.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: FE-based study of the cutting operation within joining by forming of dissimilar materials using shear-clinching technology. Adv. Mater. Res. 794(2015), S. 304-311

[P10] Müller, M.; Vierzigmann, U.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Development of a testing method for the identification of friction coefficients for numerical modeling of the shear-clinching process. Key Eng. Mater. 639(2015), S. 469-476

[P11] 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. Key Eng. Mater. 611-612(2014), S. 1413-1420

[P12] Graser, M.; Wiesenmayer, S.; Müller, M.; Merklein, M.: Application of Tailor Heat Treated Blanks Technology in a Joining by Forming Process. Journal of Materials Processing Technology, aktzeptiert

[P13] Müller, M.; Hörhold, R.; Merklein, M.; Meschut, G.: Analysis of material behaviour in experimental and simulative setup of joining by forming of aluminium alloy and high strength steel with shear-clinching technology. Adv. Mater. Res. 966-967(2014), S. 549-556

[P14] Merklein, M.; Andreas, K.; Gröbel, D.; Hildenbrand, P.; Müller, M.; Noneder, J.; Zimmermann, A.; Schneider, T.; Vierzigmann, U.: Potenziale und Grenzen der Simulation in der Fertigungstechnik. In: simufact engineering GmbH (Hrsg.): Tagungsband 15. RoundTable - Simulating Manufacturing, ISBN: 978-3-9813814-3-6, 2014, veröffentlicht

[P15] Müller, M.; Vierzigmann, U.; Hörhold, R.; Meschut, G.; Merklein, M.: Adaption des Ringstauchversuchs für die Untersuchung der tribologischen Bedingungen beim Fügen warmumgeformter Stähle mittels Schneidclinchen. In: M. Merklein (Hrsg.): 9. Erlanger Workshop Warmblechumformung, Meisenbach, 2014, S. 163-174

[P16] Merklein, M.; Meschut, G.; Müller, M.; Hörhold, R.: Grundlegende Untersuchungen zur Verbindung von pressgehärtetem Stahl und Aluminium mittels Schneidclinchen. In: A. Brosius (Hrsg.): Tagungsband - 20. Sächsiche Fachtagung Umformtechnik, 2013, S. 63-72

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten*

[S1] Dornberger, P.; Müller, M; Merklein, M.: Numerische Analyse der Werkzeugbeanspruchung beim umformtechnischen Fügen art-ungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchtechnologie. Masterarbeit. Erlangen, 2017

[S2] Wild, T.; Müller, M; Merklein, M.: Analyse der Teilprozesse und deren Wechsel-wirkung beim umformtechnischen Fügen mittels Schneidclinchen. Masterarbeit. Erlangen, 2016

[S3] Kurth, M.; Müller, M; Merklein, M.: Analyse der Prozessgrenzen beim Fügen art-ungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchen. Masterarbeit. Erlangen, 2016

[S4] Breitwieser, M.; Müller, M; Merklein, M.: Untersuchung des Einflusses verschiedener Fügepartner auf das Schneid- und Fließverhalten im Schneidclinchprozess. Projektarbeit. Erlangen, 2016

[S5] Klingert, S.; Müller, M; Merklein, M.: Aufbau einer Prüfvorrichtung zur mechanischen Kennwertermittlung sowie Analyse konventioneller und stoffflussangepasster Schneidclinchverbindungen für den Mischbau. Masterarbeit. Erlangen, 2016

[S6] Römer, T.; Müller, M; Merklein, M.: Untersuchung des Einflusses verschiedener Werkzeugkomponenten, Fügepartner und Prozessparameter auf die Fügepunktausbildung beim Schneidclinchen. Bachelorarbeit. Erlangen, 2015

[S7] Pham, D. H. H.; Müller, M; Merklein, M.: Simulative Untersuchung des Schädigungsverhaltens bei der Fügepunktausbildung im Schneidclinchprozess und Weiterentwicklung des numerischen Modells. Bachelorarbeit. Erlangen, 2015

[S8] Amon, F.; Müller, M; Merklein, M.: Simulative Untersuchung des Einflusses von Werkzeug und Werkstoff auf die Fügepunktausbildung im Schneidclinchprozess. Bachelorarbeit. Erlangen, 2015

[S9] Klingert, S.; Müller, M; Merklein, M.: Simulative Untersuchung des Einflusses der Werkzeuggeometrie auf die Fügepunktausbildung beim Schneidclinchen. Projektarbeit. Erlangen, 2015

[S10] Neumann, C.-C.; Müller, M; Merklein, M.: Merklein. Entwicklung eines Werkzeugkonzeptes zur Verbesserung der Fügepunktausbildung im Schneidclinchprozess durch die Beeinflussung des Stoffflusses. Masterarbeit. Erlangen, 2015

[S11] Martin, A.; Müller, M; Merklein, M.: Analyse des Schneidclinchprozesses mittels experimenteller Untersuchung und Validierung von Simulationsergebnissen. Projektarbeit. Erlangen, 2015

[S12] Meckler, S.; Müller, M; Merklein, M.: Untersuchung der Reibung während des Schneidclinchprozesses. Bachelorarbeit. Erlangen, 2014

[S13] Mergner, F.; Müller, M; Merklein, M.: Untersuchung des Herstellprozesses von Stanznieten mittels FE-Simulation. Masterarbeit. Erlangen, 2014

[S14] Borgers, M.; Müller, M; Merklein, M.: Untersuchung des Werkstoffflusses beim Schneidclinchen mittels FE-Simulation. Bachelorarbeit. Erlangen, 2014

[S15] Schmaglienko, A.; Müller, M; Merklein, M.: Untersuchung des Schädigungsverhaltens verschiedener Stahlwerkstoffe. Bachelorarbeit. Erlangen, 2013

---

* Der Autor an zweiter (und ggf. dritter) Stelle bezeichnet den bzw. die Betreuer der studentischen Arbeit und an letztgenannter Stelle den/die Lehrstuhlinhaber/in

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 10/2018):
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
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien

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 Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden
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 Bruchverhaltens 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 Montagefeinplanung
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 CO_2-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
CO_2 -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-Laserstrahlbearbeitung 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 Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten 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 CO_2-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel
Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens 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 Bearbeitungsabläufe 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 durchflußbestimmender 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 CO_2-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 Programmoptimierung
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 CO_2-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 Meßner
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 mechanischer 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 umformtechnischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schuberth
Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO_2-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 CO_2-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 wissensbasierter 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 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 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel
Wissensbasierte 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 Integration 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 Montagesystemen 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 Elektronikproduktion
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 Eßer
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 Anschlußkontakten 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 Einsatz 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 Negendanck
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 - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, 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 produktbezogener 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 Magnesiumlegierungen 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 Produktstrukturen 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 Löten mit Diodenlaserstrahlung 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-Entwicklung 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 Kleinstteile 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 trockenschmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten 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 - Prozessanalyse 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 Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimierung 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 Aluminiumplatinen
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 wirkmedienbasierte 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 Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung 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 makromechatronischen 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 Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen 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 Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen 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 Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessemissionen beim Laserstrahltiefschweißen
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
Laserdurchstrahlschweißen 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 Laserdurchstrahlschweißen 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 Betauung 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 Versagens 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 Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimulation 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 Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegbarkeit
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 Entwicklung 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 Development
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 Elektrofahrzeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösel
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 Karosseriebauteile 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 Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren
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 Laserstrahltiefschweißprozesses durch Detektion der Metalldampffackelposition
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
LPT, 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 Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven
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 Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten 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 beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela
Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung 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 Bönig
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 energieflexibelen 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 Unternehmenscontrollings 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 Kahrimanidis
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
Großserientaugliche 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 Werkerinformationssysteme 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 unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der höherfesten 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) / Experimentelle 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 Magnesiumlegierung 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 Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme
LFT, vi u. 166 Seiten, 90 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren
LFT, xi u. 145 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Aufgrund steigender Anforderungen im Bereich des Umweltschutzes ist die Einsparung fossiler Brennstoffe bei gleichzeitig höherem Anspruch der Kunden an den Leistungsumfang moderner Personenkraftwagen ein wichtiger Forschungsschwerpunkt in der Fahrzeugindustrie. Diesem Zielkonflikt wird im Wesentlichen durch die Entwicklung von alternativen Antriebskonzepten und der konsequenten Umsetzung des Leichtbaugedankens entgegengewirkt. Im Großserienbereich des Karosseriebaus wird Letzteres vorwiegend über den Einsatz der metallischen Mischbauweise realisiert. Dies setzt jedoch auch die Anwendung angepasster Fügetechnologien voraus. Für artungleiche Fügewerkstoffe aus Aluminium und ultrahochfestem Stahl bietet das Schneidclinchverfahren großes Potenzial.

Kerngedanke dieser Arbeit ist es, die Schneidclinchtechnologie in die Prozessbestandteile Schneiden und Umformen zu unterteilen, diese separat zu analysieren und Wechselwirkungen zu identifizieren. Hierfür wird sowohl ein schädigungsbasiertes numerisches Prozessmodell als auch ein für Grundlagenuntersuchungen angepasstes und modulares Werkzeug vorgestellt. Anschließend werden im Rahmen eines umfangreichen numerischen und experimentellen Versuchsprogramms werkstoff-, werkzeug- sowie prozessseitige Einflussgrößen identifiziert und deren Wirkung hinsichtlich geometrischer Verbindungskenngrößen, dem Prozesskraftverlauf sowie resultierender quasistatischer Verbindungskennwerte quantifiziert. Die gewonnenen Erkenntnisse ermöglichen die Ableitung von Hinweisen für die praktische Anwendung des Schneiclinchprozesses und leisten somit einen großen Beitrag für die Reduktion von Streuungen sowie die Steigerung der Prozessrobustheit.

ISBN 978-3-96147-135-5

9 783961 471355

FAU UNIVERSITY PRESS 2018