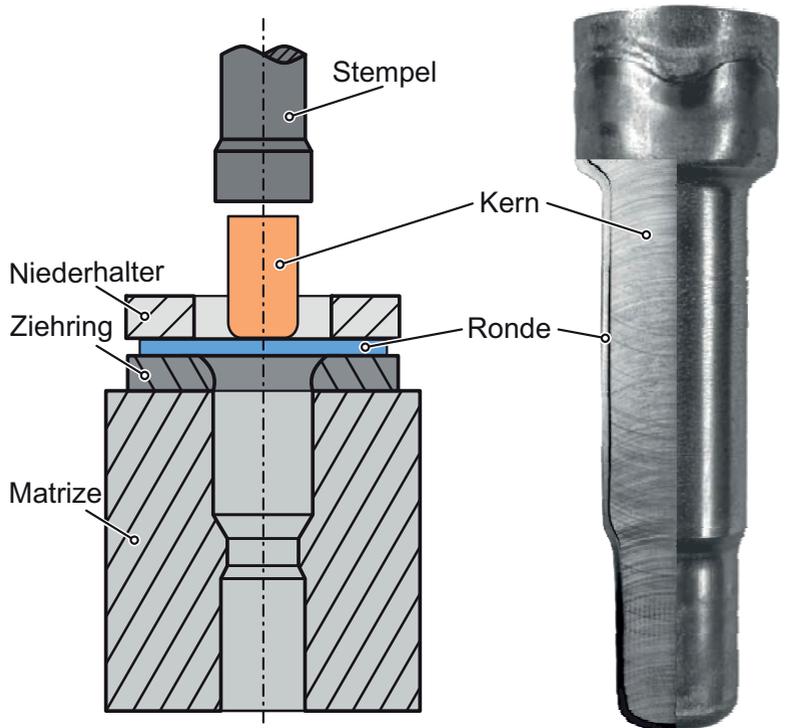


Oliver Napierala

Tiefzieh-Verbundfließpressen

Analyse, Bauteileigenschaften
und Potentiale



Tiefzieh-Verbundfließpressen Analyse, Bauteileigenschaften und Potentiale

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Oliver Napierala, M. Sc.

aus

Lüdinghausen

Dortmund, 2020

Vorsitzende der Prüfungskommission: Jun.-Prof. Dr.-Ing. Anne Meyer
Berichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya
Mitberichter/-in: Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Math.
Birgit Awiszus
Priv.-Doz. Dr.-Ing. Dipl.-Inform.
Andreas Zabel
Tag der mündlichen Prüfung: 23. Oktober 2020

Dortmunder Umformtechnik

Band 111

Oliver Napierala

Tiefzieh-Verbundfließpressen

Analyse, Bauteileigenschaften und Potentiale

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag
Düren 2021

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.

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2020

Copyright Shaker Verlag 2021

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-7856-5

ISSN 1619-6317

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren

Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund. Mein besonderer Dank gilt dem Institutsleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya, der mich sowohl bei meinen Arbeiten am Institut als auch während meiner Promotion stets unterstützt hat.

Für die ausführliche Durchsicht des Manuskripts und die Übernahme des Korreferates danke ich Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Math. Birgit Awiszus, Leiterin des Lehrstuhls Virtuelle Fertigungstechnik der Technischen Universität Chemnitz. Für ihr Mitwirken in der Prüfungskommission bedanke ich mich recht herzlich bei Herrn Priv.-Doz. Dr.-Ing. Dipl.-Inform. Andreas Zabel sowie bei Frau Jun.-Prof. Dr.-Ing. Anne Meyer.

Die Forschungsarbeiten wurden zum großen Teil im Rahmen des Projektes TE 508/58-1 durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert. Dafür bedanke ich mich.

Des Weiteren bedanke ich mich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Instituts für die hilfsbereite und kollegiale Atmosphäre. Im Besonderen danke ich meinen Kollegen aus der Abteilung Massivumformung. Insbesondere danke ich Herrn Dr.-Ing. Christoph Dahnke für seinen Blick für das Wesentliche und Herrn Johannes Gebhard M. Sc. sowie Herrn Felix Kolpak M. Sc. für die anregenden fachlichen Diskussionen. Für die konstruktive und entspannte Zusammenarbeit im Versuchsfeld bedanke ich mich recht herzlich bei den Herren Dirk Hoffmann und Werner Feurer.

Weiterhin bedanke ich mich bei meiner Schwägerin Julie Matthias für die sprachliche Korrektur dieser Arbeit. Für die Organisation der mündlichen Prüfung bedanke ich mich sehr herzlich bei Frau Nina Hänisch und Frau Jeanette Brandt.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinen studentischen Mitarbeitern Herrn Philip Bandura sowie Herrn Yavuz Yasar und meinen Projekt-, Bachelor- und Masterarbeitern, insbesondere Herrn Martin Izydorczyk.

Meinen Eltern, Bärbel und Erich, spreche ich meinen persönlichen Dank aus, da sie mir meine Ausbildung ermöglicht und mich stets unterstützt haben.

Meiner Frau Anna danke ich vom ganzen Herzen für die ausnahmslose Unterstützung und das entgegengebrachte Verständnis.

Bad Sassendorf, im Dezember 2020

Oliver Napierala

Kurzfassung

Die europaweiten Bestrebungen zur Senkung von Treibhausgasemissionen werden zu einem erhöhten Bedarf an Verbundbauteilen im Bereich der Mobilität und Energiedistribution führen. Das Tiefzieh-Verbundfließpressen hat das Potential, die Nachfrage nach der Herstellung dieser Verbundbauteile in Massen zu bedienen.

Das Verfahren Tiefzieh-Verbundfließpressen ermöglicht die Herstellung von Verbundwellen aus einem Kern- und einem Blechhalbzeug an der Oberfläche durch eine Kombination aus Tiefziehen und Fließpressen. Der Fokus der vorliegenden Dissertation liegt auf der Herstellung von hybriden stahummantelten Aluminiumwellen. Das entwickelte analytische Modell zur Vorhersage des Kraftbedarfs kann das untersuchte Verfahren mit Abweichungen von weniger als 16 % beschreiben. Das Modell ist robust gegenüber der Variation – sowohl der Geometrie- als auch der Werkstoffparameter – und kann somit bei der Werkzeugauslegung verwendet werden.

Als weiteres Teilziel werden die Verbundart und -festigkeit der erzeugten Hybridbauteile untersucht. Mittels numerischer Simulationen wird gezeigt, dass ein stoffschlüssiger Verbund bei der untersuchten Materialpaarung nicht erreicht werden kann. Aufgrund der sich durch den Tiefziehprozess einstellenden Zipfelbildung und der Entstehung einer inhomogenen Blechdickenverteilung kann jedoch ein Makroformschluss in axialer und tangentialer Richtung erzeugt werden. Zusätzlich kann die Entstehung eines Mikroformschlusses aufgrund einer durch Sandstrahlen strukturierten Halbzeugoberfläche festgestellt werden. Neben der formschlüssigen Verbindung stellt sich infolge der unterschiedlichen Elastizitätsmodule des Kern- und des Rondenwerkstoffs ein Kraftschluss ein. Die Verbundscherfestigkeit wird in Push-Out-Tests ermittelt und ist größer als 40 % der Scherfestigkeit des Kernwerkstoffs.

Auf Grundlage der experimentellen Versuchsreihen kann ein umfangreiches Prozessfenster aufgestellt werden. Es werden vier mögliche Prozessfehler ermittelt: Beim Tiefziehvorgang darf die Kraft zum Stauchen des Kernmaterials nicht kleiner oder gleich der benötigten Kraft zum Tiefziehen der Ronde sein. Des Weiteren werden die Prozessfehler, Riss der Ronde, Spalt zwischen Ronde und Kern und unvollständiges Ausformen des Bauteilkopfes, beobachtet. Durch gezielte Wahl der Prozessparameter können die Prozessfehler zuverlässig unterbunden werden.

Eine Vielzahl an Prozesspotentialen werden aus den Ergebnissen der Grundlagenuntersuchung und Analyse der Bauteileigenschaften erkannt und technologisch umgesetzt. Beispielsweise kann mit dem im Rahmen dieser Arbeit patentierten Verfahren Aufweit-Tiefzieh-Verbundfließpressen jeder einzelne Absatz einer Welle mit unterschiedlichen, den Anforderungen an die Absatzoberfläche entsprechenden Werkstoffen umhüllt werden.

Abstract

The Europe-wide efforts to reduce greenhouse gas emissions will lead to an increased demand for composite components in the field of mobility and energy distribution. Combined deep drawing and cold forging, called Draw-Forging, has the potential to meet the demand for mass production of these composite parts.

Draw-Forging enables the manufacturing of composite shafts from a core- and a sheet metal semi-finished product by a combination of deep drawing and extrusion. The focus of the basic research is on the manufacturing of steel-clad aluminium shafts. A comprehensive process window can be determined on the basis of the experiments. Four possible process failures are determined. During the deep drawing process, the force required to upset the core material must not be less than or equal to the force required to deep draw the blank. Furthermore, the process defects, crack of the blank, gap between blank and core and not sufficient formed component head are observed. The process errors can be reliably prevented by the specific selection of the process parameters.

The developed analytical model for predicting the punch force required is able to predict the punch force with deviations of less than 16%. The model is robust against variations of the geometry and material parameters and can be used for the tool design. In addition it gives an insight into the process mechanics.

Furthermore, both a force fit and a form fit, caused by the deep drawing and redrawing part of the process, were determined. Establishing a material bond by the use of aluminium-steel pairing could be ruled out based on experimental and numerical results. The joining strength is larger than 40% of the shear yield stress of the aluminium.

Alternative material-pairings, chip-cores, double stepped shafts manufactured by process extension of conventional redrawing, are explored demonstrating the technological potential of the process. In the course of this research the Expanding-Draw-Forging was developed and the patent is submitted. By utilising annular blanks, it is possible to cover each step of a shaft with a shell material that meets the load requirements of the step.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	I
Abstract	III
Formel- und Abkürzungsverzeichnis	VII
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Fließpressen.....	3
2.1.1 Voll-Vorwärts-Fließpressen	5
2.1.2 Stempelkraftberechnung.....	10
2.2 Tiefziehen.....	13
2.2.1 Tiefziehen mit starren Werkzeugen	13
2.2.2 Erweiterung der Tiefziehgrenzen	17
2.3 Fügen durch Umformen	20
2.3.1 Arten der Fügeverbindung.....	21
2.3.2 Fügen von gleichartigen Halbzeugen.....	24
2.3.3 Fügen von ungleichartigen Halbzeugen.....	28
2.4 Fazit zum Stand der Technik	31
3 Zielsetzung	33
4 Verfahrensprinzip des Tiefzieh-Verbundfließpressens	35
5 Experimentelle und numerische Prozessanalyse	39
5.1 Versuchsaufbau und Bauteilherstellung.....	39
5.1.1 Maschine, Werkzeuge und Kennwertermittlung.....	39
5.1.2 Vorbereitung der Halbzeuge und Bauteilherstellung.....	42
5.1.3 Hergestellte Bauteile	44
5.2 Ermittlung der Prozessphasen	47
5.3 Aufbau und Validierung des Simulationsmodells	49
5.4 Ermittlung der Prozessgrenzen	52
5.4.1 Analyse der Prozessfehler	52
5.4.2 Prozessfenster.....	58
5.5 Fazit zur Prozessanalyse	60
6 Analytische Beschreibung der Prozessphasen	63
6.1 Modellbildung.....	63
6.1.1 Stempelkraftberechnung der zweiten Phase.....	64
6.1.2 Stempelkraftberechnung der dritten Phase.....	65
6.1.3 Stempelkraftberechnung der vierten Phase	69
6.2 Modellvalidierung und Analyse.....	70

6.2.1 Modellvalidierung hinsichtlich des Stempelkraftverlaufs.....	70
6.2.2 Modellvalidierung hinsichtlich der maximalen Stempelkraft.....	71
6.3 Modellerweiterung	77
6.4 Fazit zur analytischen Beschreibung.....	82
7 Untersuchung der Verbundart und -festigkeit	85
7.1 Untersuchungen zum Stoffschluss	85
7.2 Untersuchungen zum Formschluss	90
7.3 Untersuchungen zum Kraftschluss.....	98
7.4 Ermittlung der Verbundfestigkeit	101
7.5 Fazit zur Verbundart und –festigkeit	107
8 Prozesspotentiale und technologische Konzepte	109
8.1 Tiefzieh-Verbundfließpressen mit Gegendruck.....	109
8.2 Zweitstufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen	114
8.3 Aufweititiefzieh-Verbundfließpressen	120
8.4 Stoffschlüssiges Fügen mit plattierten Ronden.....	127
8.5 Späne als Kernwerkstoff	133
8.6 Fazit zum Prozesspotential und technologischen Konzepten	138
9 Zusammenfassung und Ausblick	139
Literaturverzeichnis	143

Formel- und Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
A	mm ²	Fläche
C	N/mm	Federsteifigkeit
c	J·K ⁻¹	Wärmekapazität
d	mm	Durchmesser
E	GPa	Elastizitätsmodul
F	kN	Kraft
F_G	kN	Gegenkraft
h	mm	Höhe
k	MPa	Schubfließgrenze
k_f	MPa	Fließspannung
k_{f0}	MPa	Anfangsfließspannung
k_{fm}	MPa	Mittlere Fließspannung
l_u	mm	Ummantelte Länge des Schaftes
m	kg	Masse
M_B	Nm	Torsionsmoment
m_F	-	Kraftverlaufsfaktor
n	-	Verfestigungsexponent
p	MPa	Druck
p_G	MPa	Gegendruck
q	mm	Pfad
R_a	µm	Arithmetischer Mittenrauhwert
r	mm	Radius

Zeichen	Einheit	Beschreibung
R_{\max}	μm	Maximale Rautiefe
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
s	mm	Weg
T_B	$^{\circ}\text{C}$	Bauteiltemperatur
t	mm	Dicke
t_{R0}	mm	Blechdicke vor Umformung
V	mm^3	Volumen
v	mm	Ziehspalt
W	Nm	Physikalische Arbeit
w	-	Relative ummantelte Länge

Griechische Buchstaben

α	$^{\circ}$	Halber Schulteröffnungswinkel Matrize
α_{TZ}	$^{\circ}$	Halber Ziehringwinkel Weiterzug
β_i	-	Ziehverhältnis
δ_h	mm	Elastische Stauchung in Längsrichtung
ΔQ	J	Änderung der Wärmeenergie
ΔT	$^{\circ}\text{C}$	Temperaturänderung
Δt_S	μm	Differenz max. und min. Blechdicke am Schaft
Δt_R	μm	Differenz max. und min. Blechdicke am Napf
Γ	mm	Spaltgröße
μ	-	Reibkoeffizient
$\mu_{v,M}$	-	Reibkoeffizient nach von Mises Schubkriterium
ρ	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte
τ_B	MPa	Verbundfestigkeit
φ	-	Umformgrad
φ_M	-	Umformgrad der Matrize

Zeichen	Einheit	Beschreibung
φ_{TH}	-	Umformgrad Außendurchmesser Flansch
φ_V	-	Vergleichsumformgrad nach v. Mises
$\dot{\varphi}_v$	s^{-1}	Vergleichsdehnrate nach v. Mises
X	%	Oberflächenänderung
σ	MPa	Spannung

Indizes

Index	Beschreibung
A	Auswerfer
b	Rückbiegung
C	Aufnehmer
Dr	Drückring
Fb	Fließbund
H	Halbzeug Hohl-Vorwärts-Fließpressen
I	Ideeller Anteil
K	Kern
Kk	Kernkante
M	Matrize
max	Maximal
min	Minimal
N	Niederhalter
Nb	Napfboden
Nr	Napfradius
Nz	Napfzarge
P _i	Punkt im Stempelkraftverlauf

Index	Beschreibung
P-Out	Push-Out-Test
R	Ronde
r	Radial
RC	Reibung im Aufnehmer
RN	Reibung am Niederhalter
RS	Reibung in der Schulter
S	Schiebungsanteil
St	Stempel
t	Tangential
Tz	Tiefziehen
Zr	Ziehkante

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
FEM	Finite-Elemente-Methode
HRC	Härte Rockwell
HV	Härte Vickers
MoS ₂	Molybdändisulfid
REM	Rasterelektronenmikroskopie
RT	Raumtemperatur
THTB	Tailored Heat Treated Blanks

TiCN

Titancarbonitrid

TVFP

Tiefzieh-Verbundfließpressen

1 Einleitung

Die Europäische Union hat eine Reduzierung der Treibhausgasemissionen bis zum Jahr 2030 im Vergleich zum Jahr 1990 um mindestens 40 % im Übereinkommen von Paris festgelegt. Erreicht werden soll diese Zielvorgabe durch gesetzliche Bestimmungen, die insbesondere die Bereiche Klimaschutz, Energie und Mobilität tangieren (Europäische Kommission, 2019).

Laut der Verordnung (EU) 2019/631 zur Festlegung von CO₂-Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen und für leichte Nutzfahrzeuge müssen neu zugelassene Personenkraftwagen und Nutzfahrzeuge im Jahr 2030 im Durchschnitt 37,5 % bzw. 31 % weniger Emissionen ausstoßen als im Jahr 2021. Diese strengen Vorgaben der EU zur Erfüllung der Zielvorgaben im Bereich Mobilität führen zu Bestrebungen der Automobilindustrie, den fossilen Kraftstoffverbrauch entweder durch Entwicklung und Anwendung von Leichtbastrategien zu senken (Widdermann et al., 2019) oder durch die vollständige Elektrifizierung des Antriebsstrangs ganz auf fossile Brennstoffe zu verzichten (Felz und Lüttig, 2018).

Leichtbau lässt sich durch zwei zentrale Strategien erreichen. Zuerst ist bezogen auf die umformenden Fertigungsverfahren der stoffliche Leichtbau zu erwähnen. Der Werkstoff einer Komponente oder eines bestimmten Bereichs der Komponente, z. B. Stahl, wird belastungsgerecht durch einen Werkstoff mit vorteilhafteren gewichtsspezifischen Eigenschaften, z. B. Aluminium, ersetzt. Des Weiteren kann durch den Formleichtbau die Werkstoffverteilung optimiert werden (Kleiner et al., 2003).

Um die EU-Vorgabe zur Reduktion der Treibhausgase bei der Stromerzeugung zu erfüllen, treibt die deutsche Politik den Ausbau der erneuerbaren Energien stetig voran. Der Anteil an erneuerbaren Energien ist deutschlandweit von 6,2 % im Jahr 2004 auf 15,5 % im Jahr 2017 gestiegen. Weitere Bestrebungen sind nötig, um den Zielwert von 18% Anteil an erneuerbaren Energien im Jahre 2020 zu erreichen (eurostat, 2019). Die Integration erneuerbarer Energien in die deutsche Stromversorgung birgt einige Herausforderungen. Durch die volatile Energieeinspeisung werden Schaltvorgänge in den Schaltanlagen des bundesweiten Verteilnetzes weiter zunehmen (Kohler et al., 2010). Die Zunahme an Schaltvorgängen führt zu steigendem Verschleiß an elektrischen Verbindern. Elektrische Verbinder bestehen aus einem kostengünstigen leitenden metallischen Kern wie Aluminium und zur Verringerung des elektrischen Kontaktwiderstands aus einer dünnen Hülle aus Kupfer oder Silber (Endres und Best, 2018).

Es ist davon auszugehen, dass durch die Bestrebungen der Europäischen Union die Treibhausgasemissionen zu senken, es sowohl zu einem steigenden Bedarf an Leichtbaukomponenten, z.B. Verbundwellen im automobilen Getriebe kommt, als auch mit

einer erhöhten Nachfrage an verschleißfesten elektrischen Verbindern, aufgrund der fortschreitenden Elektrifizierung des Antriebsstrangs und der volatilen Energieeinspeisung in das deutsche Verteilnetz, zu rechnen ist.

Die umformtechnischen Fertigungsverfahren Tiefziehen und Kaltfließpressen sind geeignet, dem Bedarf an Massenprodukten gerecht zu werden. Durch Kaltfließpressen wurden im Jahr 2019 insgesamt 400 Tsd. Tonnen Teile für Straßenfahrzeuge und 2 Tsd. Tonnen elektrische Erzeugnisse hergestellt. Das Produktionsvolumen für Blechformteile im Segment der Straßenfahrzeuge lag 2019 bei 2,8 Mio. Tonnen und für elektrische Erzeugnisse bei 224 Tsd. Tonnen (Destatis, 2019).

Das Tiefzieh-Verbundfließpressen vereinigt diese beide Verfahren der Umformtechnik zu einem Fertigungsprozess, der das Fügen eines Massivhalbzeugs, auch Kern genannt, mit einer Blechronde zu einer bestimmten Bauteilgeometrie ermöglicht. So entsteht z. B. eine einfach abgesetzte Welle aus einem Aluminiumkern und einer, im Vergleich zum Kerndurchmesser, dünnen Hülle aus Stahl oder Kupfer (**Bild 1.1**).

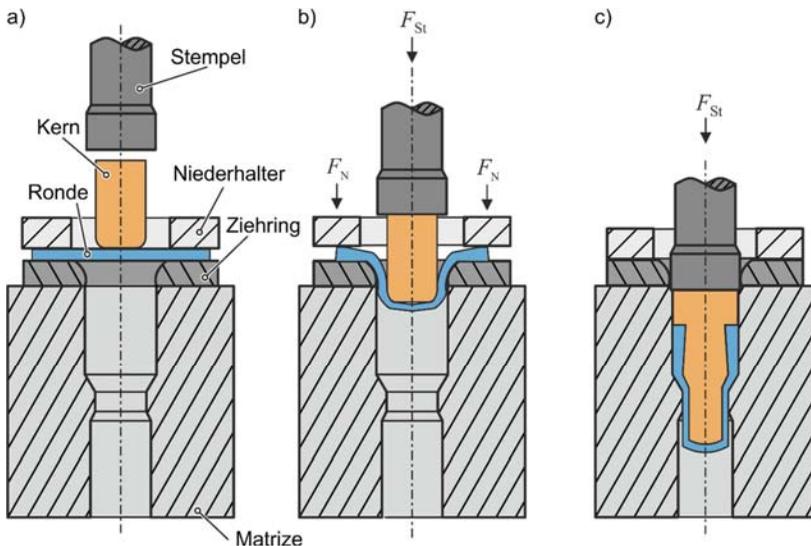


Bild 1.1: Prozessskizze des Tiefzieh-Verbundfließpressens a) Werk- und Halbzeuganordnung b) Tiefziehen c) Verbundfließpressen (nach Jäger et al., 2011)

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Tiefzieh-Verbundfließpressen grundlegend experimentell, numerisch und analytisch untersucht. Aufbauend auf den gewonnenen Erkenntnissen werden Prozesspotentiale und deren technologische Umsetzung zur industriellen Nutzung diskutiert.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Erkenntnisse des Voll-Vorwärts-Fließpressens, ein Verfahren der Kaltmassivumformung, sowie das Tiefziehen, ein Verfahren der Blechumformung, erläutert. Anschließend werden die Ergebnisse vorangegangener Arbeiten zum umformtechnischen Fügen, gegliedert nach den verbundenen Halbzeuggeometrien, beschrieben.

2.1 Fließpressen

Nach der DIN 8582, die die umformenden Fertigungsverfahren gliedert, ist das Fließpressen in die Gruppe 2.1, die die Druckumformverfahren beinhaltet, eingeordnet. Eine tiefergehende Beschreibung gibt die DIN 8583-1. Diese teilt das Fließpressen hinsichtlich der Stempelbewegung in Bezug auf den Werkstofffluss in Vorwärts-, Rückwärts- und Quer-Fließpressen ein. Die weitere Unterteilung findet bezüglich der entstehenden Geometrien, in Voll, Hohl und Napf, statt.

Eine andere Gliederung der Fließpressverfahren kann hinsichtlich der Werkstücktemperatur vor Beginn der Umformung in Kalt-, Halbwarm- und Warmfließpressen erfolgen. Im begrenztem Maße wird das Halbwarmfließpressen bei einer Werkstückanfangstemperatur von 600 °C bis 800 °C angewendet, um verfahrens- oder werkstoffbedingt die Umformkräfte zu verringern. Durch die Erhöhung der Werkstücktemperatur nimmt das Umformvermögen der Werkstoffe zu. Die größte industrielle Bedeutung hat dennoch das Kaltfließpressen, wobei die Werkstücktemperatur zu Beginn der Umformung gleich der Raumtemperatur ist. Dem erhöhten Kraftbedarf des Kaltfließpressens steht die Energieeinsparung durch den fehlenden Aufwärmprozess des Werkstücks und der Werkzeuge gegenüber. Des Weiteren wird unter Anwendung des Kaltfließpressens eine hohe Maßgenauigkeit und Oberflächenqualität erzielt. In Grenzfällen sind Durchmesserengenauigkeiten von ISO-Toleranz IT 6 herstellbar (Lange et al., 2008).

Lange et al. (2008) nennen als Vorteile des Kaltfließpressens die hohe Maßgenauigkeit und Oberflächengüte in Kombination mit einer großen Mengenleistung bei optimaler Ausnutzung der Einsatzmenge der Werkstoffe und deren Verfestigungspotentiale. Feldmann (1959) hebt zusätzlich die durch das Kaltfließpressen verbesserte Kerbzähigkeit und Dauerschwingfestigkeit hervor. Zudem trägt der nicht unterbrochene Faserverlauf zu einer Steigerung der Festigkeit senkrecht zu dessen Verlauf bei.

Die Bauteilherstellung erfolgt beim Fließpressen je nach Komplexitätsgrad in Prozessfolgen, die die verschiedenen Verfahren des Fließpressens mit weiteren Verfahren der Kaltmassivumformung (z.B. Anstauchen, Verjüngen) kombiniert (Lange et al., 2008). Das Gewicht durch Kaltmassivumformung hergestellter Bauteile beträgt im Maximum ca. 30 kg und im Minimum wenige Gramm (Industrieverband Massivumformung,

2012). Das **Bild 2.1** zeigt eine Auswahl typischer, durch Fließpressen hergestellter Bauteile.

Während der Umformung resultiert die eingebrachte Energie zur Formgestaltung hauptsächlich in einer Erhöhung der Werkstück- und Werkzeugtemperatur. Farren und Taylor (1925) konnten anhand Temperaturmessungen an Zugversuchen zeigen, dass unter anderem bei Aluminium 94,5 % der Umformenergie in Wärmeenergie umgewandelt wird. Steenberg et al. (1999) ermittelten, dass Näpfe, hergestellt durch Kaltfließpressen rostfreier Stähle, Temperaturen bis 500 °C erreichen können. Bei der Umformung des Einsatzstahls 16MnCr5, der häufig in der Industrie Anwendung findet, ist von einer maximalen Werkstücktemperatur von bis zu 350 °C auszugehen (Raedt, 2002). Die Maßgenauigkeit der gefertigten Werkstücke wird durch die temperaturbedingte Aufweitung der Werkzeuge nur geringfügig beeinflusst. Die temperaturbedingte Aufweitung eines formgebenden Durchmessers einer Matrize bei einer Werkzeugwandtemperatur von 270 °C beträgt nur 0,001% des formgebenden Durchmessers (Kling, 1985). Die Werkstückerwärmung in Kombination mit der Wärmeentwicklung, bedingt durch die Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug, führt zu einer temperaturbedingten Beanspruchung der Werkzeuge und insbesondere des Schmierstoffsystems (Qin et al., 2000).



Bild 2.1: Typische, durch Kaltfließpressen hergestellte Bauteile (nach Industrieverband Massivumformung, 2012)

Dem Schmierstoffsystem ist in Bezug auf das Kaltfließpressen von Eisen- und Stahlwerkstoffen besondere Bedeutung zuzuschreiben. Das Fließpressen von Blei und anderen Weichmetallen zur Herstellung von Geschosskörpern (Lange, 1988) und Patronenhülsen (Hooker, 1909) wurde schon Anfang des 19. Jahrhunderts durchgeführt. Erst durch das von Singer (1934) patentierte Verfahren zum Aufbringen einer druck- und dehnungsbeständigen Zinkphosphatträgerschicht zwischen Werkstückoberfläche und Schmierstoff (Seifen, Molybdändisulfid) ermöglichte das Fließpressen von Eisen- und Stahlwerkstoffen, bei dem der lokale Druck über 2500 MPa und lokale Oberflächendehnungen bis 3000 % betragen können (Bay, 1994). Bay et al. (2010) unterteilen die aus der Literatur bekannten Umweltprobleme in Bezug auf die Schmierstoffsysteme mit

Phosphatträgerschichten in die drei Kategorien: Gesundheit und Sicherheit von Menschen, Einfluss auf Maschinen und Bauten und Recycling und Entsorgung von Abfällen, wobei sich die Verbesserungsmaßnahmen der Industrie vornehmlich auf die Vermeidung von Schwermetallen beziehen.

Die Nutzung von Einschichtsystemen ohne Trägerschicht, basierend auf Polymeren, Molybdändisulfid oder Seifen, ist eine Maßnahme zur Vermeidung von umweltschädlichen Chemieabfällen (Nittel et al., 2010). Ein Nachteil dieser Schmierstoffsysteme ist, dass die größte Minimierung der Reibung sich erst nach mehrmaligen Pressen von Werkstücken einstellt. Daher empfehlen Müller et al. (2013) ein Vorschmieren von Werkzeugen vor dem ersten Einsatz.

Als weitere Nachteile der Einschichtsysteme nennt Hollmann (2015) unter anderem den anspruchsvollen Reinigungsprozess nach der Umformung begründet, durch den fehlenden Beizangriff und das Strahlen der Werkstücke vor der Beschichtung, um Schmierstoffaschen auf der Oberfläche zu generieren. Um die Nachteile in Bezug auf die Umweltbelastung der Phosphatträgerschichtsysteme und die Nachteile der Einschichtsysteme bezogen auf die Leistungsfähigkeit zu verhindern, empfiehlt Hollmann (2015), den Einsatz einer phosphatfreien Konversionsschicht in Verbindung mit einem Schmierstoff auf Polymerbasis.

2.1.1 Voll-Vorwärts-Fließpressen

Das Vorwärtsfließpressen lässt sich hinsichtlich der entstehenden Werkstückgeometrie in Voll, Hohl und Napf untergliedern. Im Rahmen dieser Arbeit ist hauptsächlich das Voll-Vorwärts-Fließpressen von Bedeutung und wird daher im Folgendem tiefer betrachtet. Zusätzlich wird auf die analytische Stempelkraftbeschreibung der Hohl-Variante eingegangen.

Das Ziel des Voll-Vorwärts-Fließpressens ist es, Querschnitte, oft zylindrischer Halbzeuge, zu verringern. Das Halbzeug befindet sich im Aufnehmer der Matrize. Die Aufnehmerwand verhindert das Ausknicken oder radiale Stauchen des Halbzeugs während der Umformung (**Bild 2.2a**). Der Stempel verfährt in Richtung Halbzeug und drückt dieses durch den formgebenden Durchbruch der Matrize, auch Fließbund genannt. Der Werkstoff plastifiziert und der Querschnitt des Halbzeugs wird verringert (**Bild 2.2b**). Ist die gewünschte Werkstückgeometrie hergestellt, verfährt der Stempel in die Ausgangsposition und der Auswerfer drückt das Werkstück aus der Matrize (**Bild 2.2c**).

Die geometrischen Prozessparameter des Voll-Vorwärts-Fließpressens sind der Schülteröffnungswinkel 2α und der Umformgrad φ_M der Matrize (**Bild 2.4**). Der Umformgrad φ_M ist definiert als das logarithmierte Verhältnis der Querschnittsfläche des Aufnehmers A_c (d_c) zur Querschnittsfläche des formgebenden Durchbruchs A_{Fb} (d_{Fb}) (Siebel, 1932).

$$\varphi_M = \ln \frac{d_C^2}{d_{Fb}^2}. \quad (2.1)$$

Der maximal realisierbare Umformgrad bei der Umformung von Reinaluminium liegt bei $\varphi_M = 4$. Beim Fließpressen nichtrostender Chromstähle werden selten Bauteile mit Umformgraden größer als $\varphi_M = 0,7$ gefertigt (Lange et al., 2008).

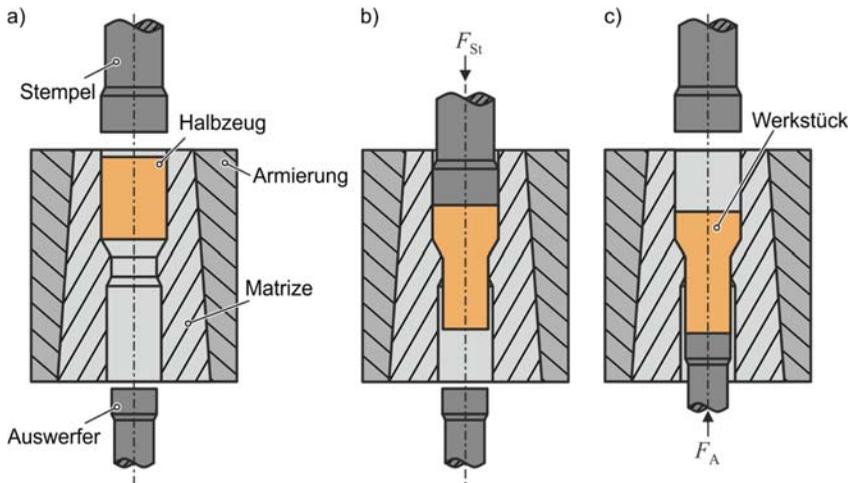


Bild 2.2: Voll-Vorwärts-Fließpressen: a) Werkzeugaufbau b) Fließpressen c) Auswerfen des Werkstücks

Der Wert des Schulteröffnungswinkels und des Umformgrads der Matrize grenzt das Fließpressen vom Verjüngen ab. Bei der Wahl eines ausreichend kleinen Umformgrads in Kombination mit einem geringen Schulteröffnungswinkel wird ein radiales Fließen bzw. Stauchen des Halbzugs im Aufnahme der Matrize verhindert. Wird bei einer Querschnittsreduzierung kein Aufnahme benötigt, spricht man vom Verjüngen (Lange et al., 2008). Binder (1980) gibt für das Verjüngen die werkstoffabhängigen Grenzen des Umformgrads zwischen $\varphi_M = 0,29$ und $\varphi_M = 0,54$ und einen maximalen Schulteröffnungswinkel bis $2\alpha = 90^\circ$ an.

Tekkaya (1985) zeigte in numerischen Untersuchungen zum Voll-Vorwärts-Fließpressen, dass der Umformgrad φ_M genau dem Vergleichsumformgrad auf der Mittelachse des Bauteils entspricht. Ausgehend von der Mittelachse des Bauteilschafes nimmt der lokale Vergleichsumformgrad zum Rand hin zu. Der Werkstofffluss wird im Randbereich der Schulter in axialer Richtung gebremst, geschert und anschließend gestreckt. In der Darstellung der Werkstoffverzerrung während des Voll-Vorwärts-Fließpressens

(Bild 2.3) ist die Umformhistorie des Werkstoffs im Schulterbereich ebenfalls zu erkennen.

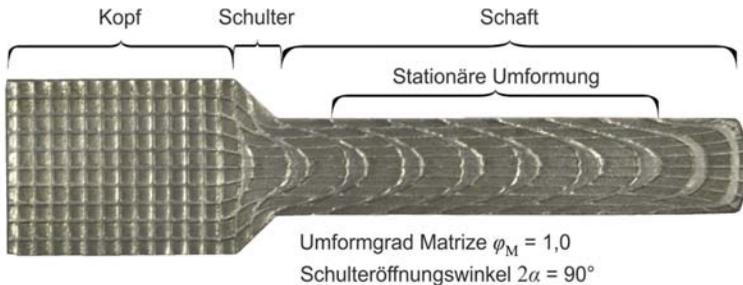


Bild 2.3: Darstellung der Werkstoffverzerrung am gerasterten Querschnitt einer Stahlwelle (nach Ossenkemper, 2018)

Zu Beginn des Fließpressens, wenn der Werkstoff die Matrizenschulter füllt, handelt es sich um einen instationären Umformvorgang. Dies ist an der abweichenden Verzerrung des Netzlinsenrasters im Vergleich zum stationären Bereich deutlich zu erkennen. Ausgehend vom instationären Bereich bis vor die Matrizenschulter, befindet sich der stationäre Bereich der Umformung (Lange et al., 2008).

Der inhomogene Werkstofffluss, ausgehend von der Bauteilmitte zum –rand, kann die Prozessfehler Oberflächenrisse und im Werkstück innenliegende Risse, sogenannte Chevronrisse, hervorrufen. Oberflächenrisse entstehen aufgrund der Scherung des Werkstoffs am Matrizenaustritt (Soyarslan und Tekkaya, 2009). Soyarslan et al. (2008) haben festgestellt, dass die Rissentstehung im Bauteilinneren auf einen hydrostatischen Zugspannungszustand in der Umformzone zurückzuführen ist. In weiteren Untersuchungen stellten Tekkaya et al. (2017) einen Einfluss der Bauteilschädigung ohne sichtbares Versagen auf die Bauteilbelastbarkeit fest. In Laststeigerungsversuchen wurde gezeigt, dass je größer der hydrostatische Zugspannungsanteil während der Umformung ist, desto weniger Belastungszyklen hielten die Bauteile stand. Die Entstehung, Wachstum und Vereinigung von Poren (Lemaitre, 1985) und die dadurch verminderte Leistungsfähigkeit der Bauteile definieren Hering et al. (2018) nicht als Schädigung in Form von Versagen, sondern als einen Kennwert der die Leistungsfähigkeit des Bauteils beschreibt.

Das Modell zum analytisch ermittelten Spannungsverlauf während des Voll-Vorwärts-Fließpressens eines zylindrischen Werkstückes nach Lange (1988) basiert auf der elementaren Plastizitätstheorie nach Siebel (1932). Das Modell ist in Bild 2.4 dargestellt und wird im Folgenden erläutert. In der elementaren Plastizitätstheorie wird ein homogener Formänderungszustand vorausgesetzt. Bei einer axialsymmetrischen Umformung bedeutet dies, dass es sich bei den Spannungen, Axialspannung σ_z , Radialspannung σ_r und Tangentialspannung σ_t , entlang der Mittelfaser um Hauptspannungen handelt.

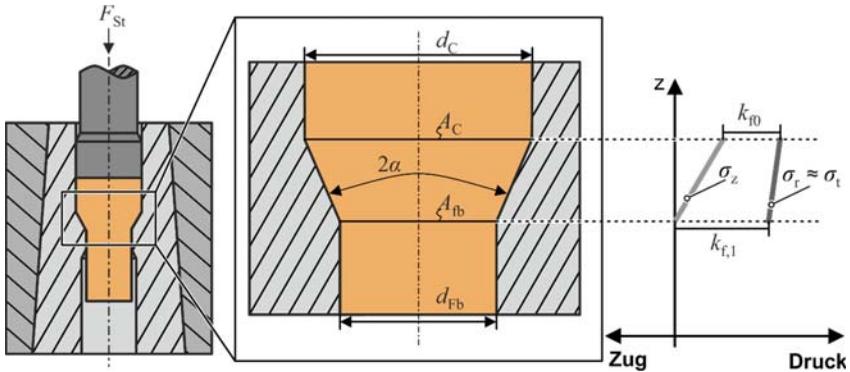


Bild 2.4: Modell des Spannungszustands beim Voll-Vorwärts-Fließpressen (nach Lange, 1988)

Der Werkstoff beginnt am Einlauf des Schulteröffnungswinkels (A_C) zu plastifizieren. Die zur Umformung benötigte Kraft wird über den Stempel induziert. Hieraus resultiert die Axialspannung $\sigma_z = F_{St} / A_C$. Da es sich bei der Axialspannung um das Resultat einer von außen eingeleiteten Kraft handelt, wird die Axialspannung als größte Hauptspannung angenommen. Am Schulterausgang der Matrize (A_{Fb}) kann der Werkstoff ungehindert axial fließen. Daher gilt hier $\sigma_z = 0$. Es handelt sich um eine homogene Formänderung eines Vollzylinders. Daher gilt $\sigma_r = \sigma_t$. Nach Tresca (1864) ergibt sich die Fließspannung k_f zu:

$$k_f = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = \sigma_z - \sigma_r. \quad (2.2)$$

Verfestigungsbedingt gilt $k_{f0} < k_{f,1}$. Aufgrund dessen sind die Spannungsverläufe nicht parallel angeordnet.

Tekkaya et al. (1985) untersuchten analytisch, numerisch und experimentell sowohl den Last- als auch den Eigenspannungsverlauf beim Voll-Vorwärts-Fließpressen ausführlich. Sie unterteilten den Umformvorgang in die Teilbereiche Fließpressen, Entlasten und Ausstoßen des Werkstücks. Ebenso ist die elastische Rückfederung der Matrize während des Entlastens und Ausstoßens modelliert worden. Es wurde gezeigt, dass der Ausstoßvorgang in Kombination mit der elastischen Rückfederung des Matrizendurchbruchs einen signifikanten Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen hat (**Bild 2.5**). Im Falle der Axialspannung ist eine Vorzeichenumkehr im Randbereich festgestellt worden. Dorfschmidt (1982) beschreibt den Umformvorgang während des Auswerfens am Bauteilrand, ausgelöst durch die Rückfederung der Matrize, als Dressieren und Prägepolieren. In experimentellen Untersuchungen stellte er fest, dass der Schulteröffnungswinkel und der Umformgrad der Matrize den größten Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen haben.

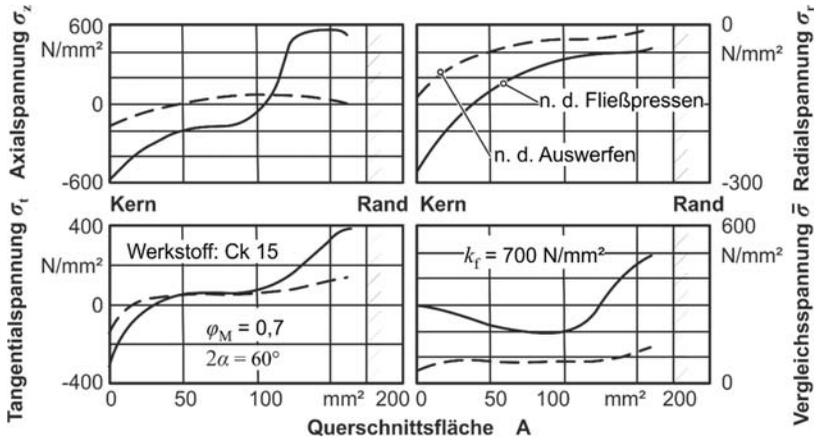


Bild 2.5: Numerisch ermittelte Eigenspannungen des stationären Bereichs nach dem Fließpressen und nach dem Auswerfen (nach Tekkaya, 1985)

Dieses Ergebnis deckt sich mit den Ergebnissen von Hänisch (2015). Er untersuchte den Verzug von kaltumgeformten Wellen nach einer anschließenden Wärmebehandlung. Hierbei werden die Eigenspannungen ausgelöst und es kommt teilweise zum Verzug der Bauteilgeometrie. Auch Hänisch nennt den Umformgrad als wesentlichen Einflussfaktor auf die Eigenspannungen und den daraus resultierenden Verzug. Die Umformtechnik stellt nicht mehr nur die Geometrie der Bauteile her, sondern beeinflusst gezielt die Bauteileigenschaften Härte, Eigenspannungen und Schädigung (Tekkaya et al., 2015).

Während des Fließpressens müssen die Werkzeugkomponenten höchster mechanischer, tribologischer und thermischer Beanspruchung standhalten (Engel, 1996). Zusätzlich zum verschleißbedingten Ausfall der Fließpresswerkzeuge ist der Werkzeugbruch das häufigste Ausfallkriterium. Bei der Herstellung komplexer Umformgeometrien oder der Verwendung von vergleichsweise festen oder stark verfestigenden Halbzeugwerkstoffen versagen bis zu 100 % der Werkzeuge durch einen Ermüdungsbruch (Reiss, 1987). Die auftretenden hohen Kräfte während der Umformung führen zu hohen Radialspannungen in der Matrize. Um die Werkzeugbeanspruchung zu minimieren, wird die Matrize mit Hilfe von einem oder mehreren Armierungsringen vorgespannt (Bild 2.2). Bei einer kegeligen Armierungsgeometrie erfolgt das Fügen über ein Einpressen der Matrize in den Armierungsring/-verband. Armierungsringe zylindrischer Form werden thermisch aufgeschrumpft (Lange et al., 2008). Groenbaek und Nielsen (1994) untersuchten die Verwendung von Bandarmierungen. Sowohl die Steifigkeit des Werkzeugverbunds als auch die Lebensdauer der Matrize konnte im Vergleich zum herkömmlichen Armierungssystem verbessert werden. In weiteren Untersuchungen wurde gezeigt, dass die benötigte Kraft zum Auswerfen des Bauteils durch ein Entspannen der Bandarmierung verringert werden konnte (Groenbaek, 2011).

Charakteristisch für den Stempelkraftverlauf beim Voll-Vorwärts-Fließpressen ist der lineare Anstieg bis zum Erreichen der Stelle ① (**Bild 2.6**). Dies ist einerseits auf die elastische Stauchung des Halbzeugs, andererseits auf elastische Verformungen im System Halbzeug-Werkzeug zurückzuführen. Im weiteren Verlauf wird die Matrzenschulter mit Werkstoff gefüllt. Die in der Regel schlechter mit Schmierstoff versehene Stirnseite des Halbzeugs legt sich an die Schulter der Matrize an. Der Kraftbedarf steigt bis zum Stempelkraftmaximum in ② an. Zwischen ② und ③ verlässt die Stirnfläche des Halbzeugs die Matrzenschulter und der Kraftbedarf fällt. Der Bereich ③-④ bildet den quasistationären Zustand der Umformung ab. Aufgrund der abnehmenden Reibfläche zwischen Bauteilkopf und Matrizen-Aufnehmer sinkt der Kraftbedarf linear (Lange et al., 2008).

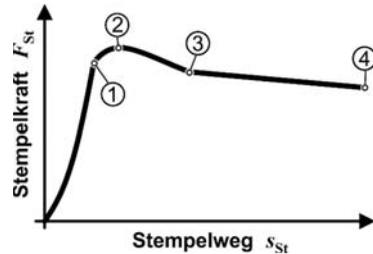


Bild 2.6: Stempelkraftverlauf beim Voll-Vorwärts-Fließpressen (nach Lange, 1988)

2.1.2 Stempelkraftberechnung

Die Stempelkraftberechnung nach Siebel (1932) für das Voll-Vorwärts-Fließpressen beruht auf einer Weiterentwicklung des Streifenmodells. Das Streifenmodell dient zur Abbildung von Walzoperationen (Siebel, 1925) und wurde von Siebel und Pomp (1928) auf axialsymmetrische Umformvorgänge, genannt Scheibenmodell, erweitert. Die gesamte erforderliche Stempelkraft F_{St} setzt sich aus dem ideellen Kraftanteil und weiteren zusätzlichen Verlusten zusammen. Es wird zwischen inneren und äußeren Verlusten differenziert. Innere Verluste beschreiben Schiebungsvorgänge F_S innerhalb des Werkstoffes, wohingegen äußere Verluste auf Reibungen F_R zwischen den verschiedenen Komponenten zurückzuführen sind. Die Kraft zur Überwindung der Wandreibung lässt sich erneut in die Kräfte Wandreibung im Aufnehmer F_{RC} und Wandreibung an der Matrzenschulter F_{RS} unterteilen. Die Summe aller Kraftanteile lässt sich wie folgt zusammenfassen (Lange, 1988):

$$F_{St} = F_i + F_S + F_{RC} + F_{RS}. \quad (2.3)$$

Im Folgenden wird die Herleitung des ideellen Kraftanteils über die Umformarbeit erläutert. Es gelten die gleichen Annahmen wie bei der Beschreibung des Spannungszustands. Das Modell beruht auf der Idee, dass eine Scheibe die Umformzone, das heißt vom Schultereinlauf bis zum Schulterauslauf, durchquert und dabei im Durchmesser verringert und, aufgrund der Volumenkonstanz, in der Höhe um Δz vergrößert wird (**Bild 2.7**). Es wird von einer infinitesimalen Höhe der Scheibe ausgegangen. Daher ist der Winkel zu vernachlässigen (Lange, 1988).

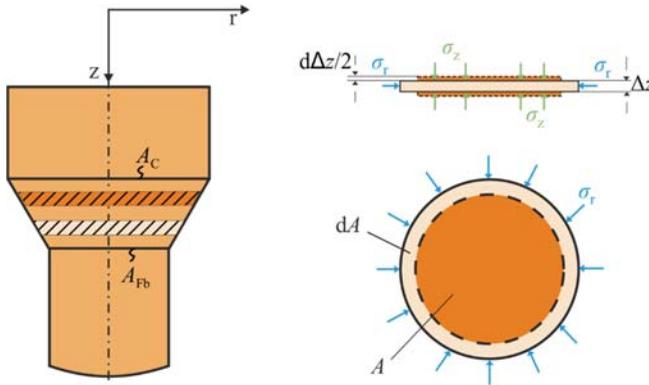


Bild 2.7: Modellbildung zur Berechnung der ideellen Umformarbeit beim Voll-Vorwärts-Fließpressen nach (nach Lange, 1988)

Die zu verrichtende ideelle Arbeit W_i , die die verlustfreie Umformung der Scheibe beschreibt, wird über folgende Gleichung berechnet:

$$dW_i = \Delta z \cdot dA \cdot \sigma_r \cdot dr + A \cdot d\Delta z \cdot \sigma_z. \quad (2.4)$$

In beiden Summanden der **Gl. 2.4** ist jeweils ein Anteil von dV enthalten, um den die Scheibe beim Verschieben um dz einerseits in der Dicke zunimmt und andererseits im Durchmesser abnimmt. Mit Hilfe der Kontinuitätsbedingung

$$\Delta V = A \cdot \Delta z = \text{konstant}, \quad (2.5)$$

$$d\Delta V = dA \cdot \Delta z + A \cdot d\Delta z = 0, \quad (2.6)$$

$$\Delta z \cdot dA = -A \cdot d\Delta z = \Delta V \cdot \frac{dA}{A}, \quad (2.7)$$

und durch Einsetzen der **Gl. 2.7** in **Gl. 2.4** ergibt sich der ideelle Arbeitszuwachs zu

$$dW_i = \Delta V \cdot \frac{dA}{A} \cdot (\sigma_z - \sigma_r). \quad (2.8)$$

Durch Verwendung der Fließbedingung nach Tresca **Gl. 2.2** in **Gl. 2.8** erhält man

$$dW_i = \Delta V \cdot \frac{dA}{A} \cdot k_f. \quad (2.9)$$

Die verlustfreie Umformung innerhalb der Umformzone mit einem Eingangsquerschnitt A_C und einem Endquerschnitt A_{Fb} lässt sich durch Integration innerhalb dieser Grenzen wie folgt berechnen:

$$W_i = V \int_{A_C}^{A_{Fb}} k_f \cdot \frac{dA}{A}. \quad (2.10)$$

Bei verfestigenden Werkstoffen wird die folgende Vereinfachung getroffen

$$k_{fm} = \frac{k_{f,0} + k_{f,1}}{2}. \quad (2.11)$$

Durch Ersetzen von k_f durch k_{fm} und Berechnen des Integrals erhält man

$$W_i = V \cdot k_{fm} \cdot \ln \left(\frac{A_C}{A_{Fb}} \right). \quad (2.12)$$

Mit der Beziehung zwischen Arbeit W_i und Kraft F_i

$$W_i = V \cdot \frac{F_i}{A_C} \quad (2.13)$$

und Einsetzen der **Gl. 2.1** und **Gl. 2.13** in **Gl. 2.12** erhält man den ideellen Kraftanteil

$$F_i = A_C \cdot k_{fm} \cdot \varphi_M. \quad (2.14)$$

Zur Berechnung der Reibanteile wird ein konstanter bekannter Reibkoeffizient μ (Coulomb'sche Reibmodell) verwendet. Wichtig zu erwähnen ist, dass bei der Berechnung der Wandreibung im Aufnehmer von einem konstanten Innendruck im Aufnehmer, der gleich der Höhe der Fließspannung $k_{f,0}$ ist, ausgegangen wird. Diese Annahme trifft im Realprozess nicht zu (Lange, 1988).

Auf die Herleitung der weiteren Kraftanteile wird im Rahmen dieser Arbeit verzichtet. Diese kann mit Hilfe der angegebenen Literatur nachvollzogen werden. Die Gleichungen zur Berechnung aller Kraftanteile des Voll-Vorwärts-Fließpressens sind in **Tab 2.1** dargestellt. Ebenso werden die Gleichungen zur Berechnung der Kraftanteile des Hohl-Vorwärts-Fließpressens mit mitlaufendem Dorn gezeigt. Hierbei wird ein Halbzeug in der Form eines Hohlzylinders (Fläche des Halbzeugs A_H) mit Hilfe eines um einen Dorn ergänzten Stempels und einer Matrize zu einer hohlen abgesetzten Welle gepresst. Diese Gleichungen finden in der späteren analytischen Beschreibung Anwendung. Sowohl das Verfahren als auch die Herleitungen der Gleichungen können zum Beispiel im (Doege und Behrens, 2010) nachvollzogen werden und werden nicht weiter in diesem Kapitel erläutert.

Die analytische Berechnung beschreibt zunächst nur den Kraftbedarf F_{St} des quasistationären Prozessbereichs. Es wird ein mittlerer Kraftbedarf berechnet. Zur Berechnung der maximalen Umformkraft $F_{St,max}$ ist die Kenntnis eines Kraftverlaufsfaktors m_F nötig (Mäkelt, 1961).

Tabelle 2.1: Berechnung der Kraftanteile beim Voll- und Hohl-Vorwärts-Fließpressen (nach Doege und Behrens, 2010)

Voll-Vorwärts Fließpressen			
F_i	F_S	F_{RS}	F_{RC}
$A_C \cdot k_{fm} \cdot \varphi_M$	$\frac{2}{3} \cdot \alpha \cdot k_{fm} \cdot A_C$	$\frac{2 \cdot k_{fm} \cdot \varphi_M \cdot \mu \cdot A_C}{\sin(2\alpha)}$	$\pi \cdot d_C \cdot l \cdot k_{fm} \cdot \mu$
Hohl-Vorwärts Fließpressen			
F_i	F_S	F_{RS}	F_{RC}
$A_H \cdot k_{fm} \cdot \varphi_M$	$\frac{1}{2} \cdot \alpha \cdot k_{fm} \cdot A_H$	$\frac{2 \cdot k_{fm} \cdot \varphi_M \cdot \mu \cdot A_H}{\sin(2\alpha)}$	$\pi \cdot d_C \cdot l \cdot k_{fm} \cdot \mu$

Dieser Faktor beschreibt das Verhältnis der mittleren Kraft F_{St} zu der größten Kraft $F_{St,max}$. Der genaue Wert des Faktors lässt sich über experimentelle Versuche bestimmen, in denen gleichartige Bedingungen vorliegen (Mäkelt, 1961). Dannemann und Huber (1969) stellen die enge Verknüpfung von Umformwirkungsgrad und Kraftverlaufsfaktor heraus, auf die dieselben prozessbezogenen Einflussfaktoren wirken.

2.2 Tiefziehen

Das Tiefziehen wird nach DIN 8582 in die Kategorie Zugdruckumformen eingeordnet. Die DIN 8584-3 beschreibt das Tiefziehen als das Zugdruckumformen eines Blechzuschnitts (auch Folie, Platte, Tafel, Platine oder Ronde) zu einem offenen oder einseitig geschlossenen Hohlkörper oder das Zugdruckumformen eines Hohlkörpers mit dem Ziel der Querschnittsverringering. In beiden Fällen ist eine Änderung der Blechdicke nicht gewollt. Die DIN 8584 untergliedert das Tiefziehen in Tiefziehen mit Werkzeugen, Tiefziehen mit Wirkmedien und Tiefziehen mit Wirkenergie. Das Tiefziehen mit Werkzeugen wird erneut gegliedert in Tiefziehen mit starrem Werkzeug und nachgiebigem Werkzeug, wobei im Folgenden das Tiefziehen mit starren Werkzeugen tiefergehend erläutert wird.

2.2.1 Tiefziehen mit starren Werkzeugen

Das **Bild 2.8a** zeigt das Verfahrensprinzip des Tiefziehens mit starrem Werkzeug anhand eines rotationssymmetrischen Prozesses, das industriell zur Herstellung von Massenprodukten am weitesten verbreitet ist (Doege und Behrens, 2010). Der Werkzeugaufbau beim Tiefziehen besteht aus einem Stempel, einem Ziehring und einem Niederhalter. Der Blechzuschnitt ist vor Beginn des Prozesses zwischen dem Niederhalter und dem Ziehring positioniert. Der Stempel zieht den Blechzuschnitt durch die formgebende

Öffnung des Ziehrings. Der Blechwerkstoff fließt aus dem Flansch nach und der durch den Niederhalter induzierte Druck verhindert währenddessen die Faltenbildung am Werkstückflansch und der -zarge.

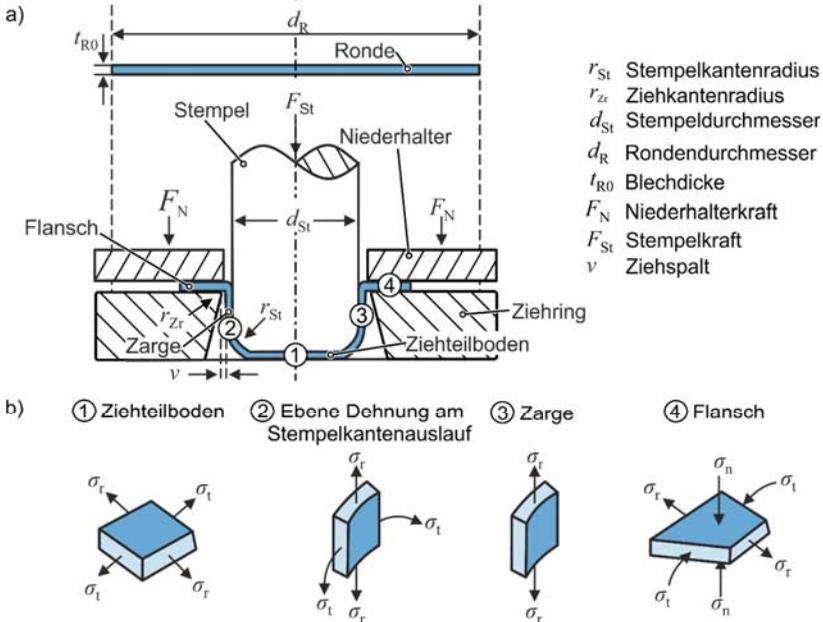


Bild 2.8: Tiefziehen a) Werkzeugaufbau und Prozessparameter (nach Doege, 1963), b) Beanspruchung beim Tiefziehen (nach Simon, 1989)

Im Flanschbereich des Werkstücks, der aufgrund einer Zug-Druck-Belastung in Richtung der formgebenden Öffnung des Ziehrings gezogen wird, befindet sich die Hauptumformzone (**Bild 2.8b**). In den Bereichen Stempelkanten- und Ziehkantenradius sowie Zarge und im Werkstückboden liegen Spannungszustände vor, die in andere Umformverfahren einzugliedern sind. Im Bereich der Werkzeugradien findet eine Biegeumformung statt, in der Zarge herrscht eine einachsige Zugspannung vor und der Werkstückboden erfährt eine biaxiale Zugbelastung (Siebel und Beisswänger, 1955).

Für die Beschreibung der Formänderungen beim Tiefziehen gilt die Annahme, dass keine Dickenänderung stattfindet und somit die Rondenoberfläche gleich der Werkstückoberfläche ist. Die logarithmische Hauptformänderung des Außendurchmessers des Flansches φ_{TH} berechnet sich nach Panknin (1961) zu

$$\varphi_{TH} = \ln\left(\frac{d_R}{d_{St}}\right). \tag{2.15}$$

In der Literatur und Industrie wird als Kennwert des Tiefziehprozesses im Allgemeinen das Ziehverhältnis β_1 verwendet. Der Durchmesser der Ronde d_R wird auf den Stempeldurchmesser d_{St} bezogen (Lange, 1990).

$$\beta_1 = \frac{d_R}{d_{St}}. \quad (2.16)$$

Eine Blechdickenänderung während des Tiefziehvorgangs ist nicht gewollt, aber dennoch vorhanden. Aufgrund der tangentialen Materialverdrängung kommt es zur Blechdickenerhöhung im Flanschbereich, wobei die maximale Blechdicke $t_{R,max}$ sich nach Siebel und Panknin (1956) wie folgt berechnet:

$$t_{R,max} = t_{R0} \cdot \sqrt{\beta_1}. \quad (2.17)$$

Diese Berechnung berücksichtigt nicht die Niederhalterkraft und die richtungsabhängigen Materialeigenschaften. Berechnungen des Blechdickenverlauf beim niederhalterlosen Tiefziehen unter Berücksichtigung anisotropen Werkstoffverhaltens sind von Shawki (1961) durchgeführt worden. Der Blechdickenverlauf unter Berücksichtigung der Niederhalterkraft sowie richtungsabhängiger Werkstoffeigenschaften ist von Schmidt (1983) berechnet worden. Am Übergang zur Zarge dünnt das Blech aus. Die geringste Blechdicke liegt im Bereich des Stempelkantenauslaufs vor (Reissner und Ehrismann, 1987).

Das **Bild 2.9** zeigt den qualitativen Stempelkraftverlauf des Tiefziehens einer Ronde, der mit dem Aufsetzen des Stempels auf dem Halbzeug beginnt. Unmittelbar steigt die Tiefziehkraft verfestigungsbedingt steil an. Das Stempelkraftmaximum wird bei ca. 25 % der Formänderung erreicht (Siebel und Beisswänger, 1955). Zur Auslegung der Werkzeuge und Auswahl der Presse muss die maximale Stempelkraft bekannt sein. Grundlegende Ansätze zur Berechnung der Stempelkraft wurden durch Siebel (1932) gegeben.

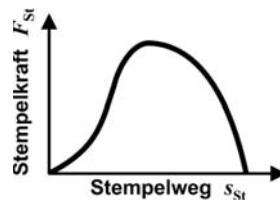


Bild 2.9: Stempelkraftverlauf beim Tiefziehen (nach Siebel und Beisswänger, 1955)

$$F_{St} = F_i + F_b + F_{RN} + F_{RZ}. \quad (2.18)$$

Die ideale Umformkraft F_i beschreibt den Kraftanteil, der für die verlustfreie Zug-Druck-Umformung im Flansch des Werkstücks benötigt wird. Die Verlustanteile der Stempelkraft werden durch die Rückbiegekraft F_b am Ziehringradius und der Kräfte zur Überwindung der Reibung der Ronde zwischen Niederhalter und Ziehring F_{RN} und

Ziehringradius F_{RZ} abgebildet. Panknin (1961) ergänzte die ideelle Umformkraft um den Korrekturfaktor 1,1, der den Mittelwert der Abweichung zwischen der verwendeten Schubspannungshypothese nach Tesca gegenüber der exakteren Gestaltänderungsenergiehypothese nach v. Mises darstellt. Siebel (1932) verwendet einen konstanten Reibwert zur Berechnung der Reibung zwischen Niederhalter, Ronde und Ziehring. Lenz (1982) konnte in Tiefziehexperimenten zeigen, dass der Reibkoeffizient μ kein konstanter Wert ist, sondern eine Funktion, die abhängig von der Niederhalterkraft ist. Beim Mikrotiefziehen konnten Vollertsen et al. (2004) ebenfalls eine Druckabhängigkeit des Reibkoeffizienten feststellen.

Die Grenzen des Tiefziehprozesses unter Anwendung eines starren Werkzeugs werden einerseits durch die Werkstoffeigenschaften und die Geometrie des Halbzeugs, andererseits durch die Bedingungen der Umformung (Werkzeuggeometrie, Temperatur, Geschwindigkeit, Tribologie) und die sich daraus ergebenden Lastpfade (vorherrschende Spannungs- und Dehnungszustände) definiert (Sachs et al., 1931).

Die wesentlichen Versagensarten sind Bodenreißer und Faltenbildung. Die Stempelkraft wird über den Ziehteilboden aufgebracht. Somit ist das Tiefziehen ein Umformverfahren mit mittelbarer Krafteinleitung (Oehler und Kaiser, 1993). Ist der Querschnitt der Zarge nicht fähig die notwendige Ziehkraft zu übertragen, kommt es zur Einschnürung mit anschließendem Riss (Siebel und Beisswänger, 1955). Die Faltenbildung resultiert aus einer geometrischen Instabilität, die mit den Euler'schen Knickfällen vergleichbar ist. Während des Tiefziehens nehmen die tangentialen Druckspannungen zu. Übersteigen diese Druckspannungen die Knicksteifigkeit des Querschnitts am Flansch, entstehen Falten 1. Art (Geleji, 1961). Zur Verhinderung der Faltenbildung am Flansch (Falten 1. Art) wird ein Niederhalter eingesetzt, der durch Einbringen einer Drucknormalspannung die kritische Knickspannung erhöht und die Faltenbildung verhindert. Gleichzeitig erhöht die Niederhalterkraft auch die Stempelkraft beim Tiefziehen und vergrößert die Rissgefahr (Siebel, 1945). Das **Bild 2.10** zeigt das Prozessfenster beim Tiefziehen in Abhängigkeit des Ziehverhältnisses β_1 und der Niederhalterkraft F_{NH} . Als weitere Geometrieabweichungen sind Falten an der Zarge (Falten 2. Art), die elastische Rückfederung der Napfzarge und gegebenenfalls die durch die Anisotropie des Halbzeugs hervorgerufene Zipfelbildung zu nennen (Lange, 1990).

Unter Anwendung der optimalen Niederhalterkraft wird das maximal mögliche Ziehverhältnis, das Grenzziehverhältnis β_{max} , erreicht (Bild 2.10). Bei rotationssymmetrischen Werkstücken ist das Grenzziehverhältnis definiert als das maximale Verhältnis zwischen Rondendurchmesser und Stempeldurchmesser, bei dem ein Gutteil erzeugt wird. Das theoretische Grenzziehverhältnis bei ideeller Umformung ohne Biege und Reibungsverluste ist $\beta_{max} = e \approx 2,7$. Aufgrund dieser Verlustanteile liegt das tatsächliche Grenzziehverhältnis bei Stahlwerkstoffen zwischen $\beta_{max} = 1,6-2,2$ (Schey, 1977).

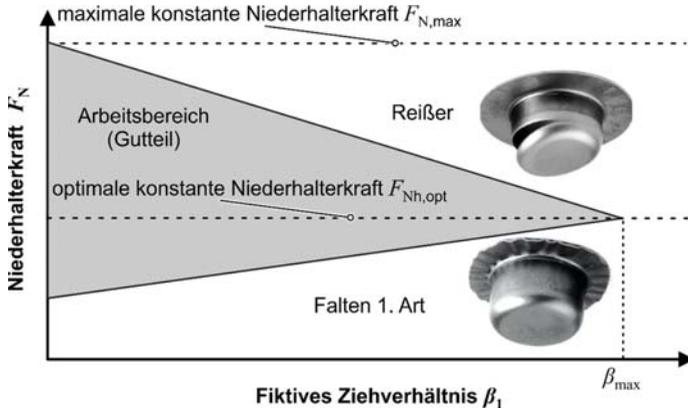


Bild 2.10: Prozessfenster Tiefziehen (nach Doege und Behrens, 2010)

Doch nicht nur die Niederhalterkraft hat einen Einfluss auf die Größe des Grenzziehverhältnisses. Zur Minimierung der Tiefziehkraft und Erreichen hoher Grenzziehverhältnisse sollten möglichst große Ziehkanten- und (Sellin, 1955) Stempelkantenradien (Kals, 1971) gewählt werden. Die Wahl großer Zieh- und Stempelkantenradien begünstigt die Faltenbildung 2. Art und wurde eingehend von Farr (2002) untersucht. Um ein Bauteil mit größtmöglichem Ziehverhältnis zu fertigen, ist auch ein ausreichend großer Ziehspalt ν zu wählen, um ein Abstrecken des Werkstücks zu verhindern. Da ein zu großer Ziehspalt die Faltenbildung 2. Art begünstigt, sollte die Größe des Ziehspalts der maximalen Blechdicke $t_{R,max}$ entsprechen (Siegert, 2015).

2.2.2 Erweiterung der Tiefziehgrenzen

Soll das Grenzziehverhältnis (Erstzug) erhöht werden, muss entweder die Zugspannung in der Zarge verringert oder die Belastungseigenschaft der Zarge erhöht werden. Otto (2003) nennt folgende angewendeten Maßnahmen:

- Die Verstärkung der Kraftübertragungszone
- Nachschieben des Werkstoffs an Flansch oder Zarge
- Reibungsminimierung am Niederhalter und Ziehring
- Vergrößerung der Reibung zwischen Stempel und Ziehteilboden
- Werkstückerwärmung und Stempelkühlung

Vollertsen und Lange (1998) erhöhten die Fließspannung in der Kraftübertragungszone durch eine laserinduzierte lokale Wärmebehandlung und steigerten damit das Grenzziehverhältnis von Aluminiumronden um 14 %. Auch konnten sie den Einfluss der Wärmebehandlung auf die lokale Fließspannung berechnen. Eine Weiterentwicklung stellt das Verfahren Tailored Heat Treated Blanks (THTB) dar. Es konnten durch eine kombinierte lokale Wärmebehandlung und Streckziehen Bleche mit variablen Blechdicken

(10-20 % der Ausgangsblechdicke) und kontinuierlichen Dickenübergängen hergestellt werden (Merklein und Geiger, 2002). Durch das Tiefziehen von THTB aus Aluminium mit verstärkter Kraftübertragungszone konnte Hofmann (2002) die Ziehtiefe im Vergleich zu einem herkömmlichen Blech gleicher Ausgangsblechdicke nahezu verdoppeln und das Grenzziehverhältnis (Erstzug) von $\beta_{1,\max} = 2,1$ auf $\beta_{1,\max} = 2,6$ erhöhen. Durch den Einsatz von Tailored Rolled Blanks und einem elastischen Niederhaltersystem gelang es Meyer (2009), eine Ziehtiefenerhöhung um 19 % inklusive einer Reduzierung des Bauteilgewichts um 9 % bei gleichen mechanischen Bauteileigenschaften zu realisieren.

Nakamura (1987) erhöhte die Tiefziehbarkeit durch Nachschieben des Werkstoffs. Durch flüssigkeitsinduzierten Druck auf den Flansch während des Erstzugs von Aluminiumblechen, erreichte er ein Grenzziehverhältnis von $\beta_{\max} = 3,3$ bei rotationssymmetrischen Werkstücken.

Eine weitere Möglichkeit zur Erhöhung der Grenzziehverhältnisse, ist der Einsatz von schwingenden Niederhaltern. Jimma et al. (1998) konnten die Ziehtiefen von Edelstahl erhöhen. Diese Technik wurde unter anderem von Huang et al. (2014) auf das Mikro-Tiefziehen zur Erhöhung der Tiefziehbarkeit von Edelstahlfolien übertragen. Es wurde nicht der Niederhalter, sondern die Matrize in Schwingung versetzt. Sie konnten zeigen, dass das erreichbare Ziehverhältnis (Steigerung 9,7 %) von der Kombination aus Amplitude und Foliendicke abhängt. Sowohl Jimma et al. (1998) als auch Huang et al. (2014) nennen die Reduktion der Reibung einhergehend mit der Verringerung der Tiefziehkraft als Grund für die Erhöhung des Ziehverhältnisses.

Tiefziehen im Weiterzug

Kann aufgrund technischer oder ökonomischer Restriktionen das Ziehverhältnis im Erstzug nicht ausreichend erhöht werden, kommt das Tiefziehen im Weiterzug, auch Weiterschlag genannt, zum Einsatz. Diese Vorgehensweise ist industriell sehr weit verbreitet. Der Werkzeugaufbau für das Weiterziehen im Gleichlauf ist in **Bild 2.11a** dargestellt. Eine weitere Möglichkeit ist das Weiterziehen im Umstülperverfahren (Siebel und Beisswänger, 1955).

Der Weiterzug kann mehrmals wiederholt werden. Jeder weitere Zug bedingt eine separate Ermittlung des Ziehverhältnisses β_n . Das Ziehverhältnis β_n ist das Verhältnis des Stempeldurchmessers des vorherigen Zuges geteilt durch den Stempeldurchmesser des Weiterzugs. Nachfolgend lässt sich durch Multiplikation der jeweiligen Ziehverhältnisse das Gesamtziehverhältnis β_{ges} berechnen (Siebel und Beisswänger, 1955).

$$\beta_{\text{ges}} = \beta_1 \times \dots \times \beta_{n-1} \times \beta_n \quad (2.19)$$

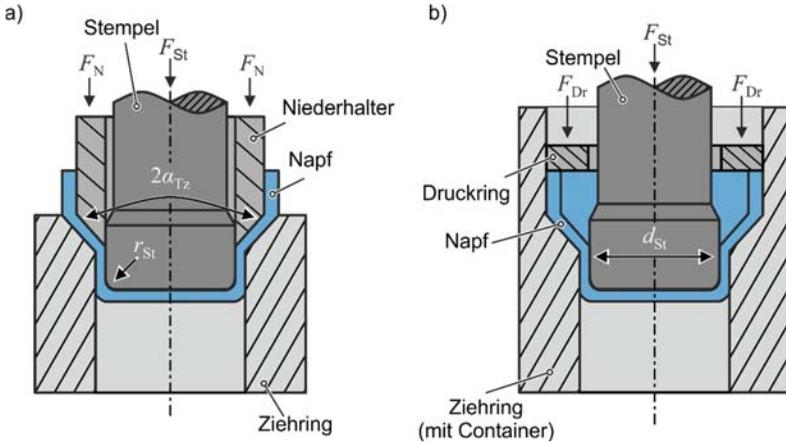


Bild 2.11: a) Tiefziehen im Weiterzug (nach Siebel und Beisswänger, 1955) b) Weiterziehen mit druckbeaufschlagter Restzarge (nach Böhm, 1984)

Bedingt durch die Werkstoffverfestigung im Bereich der Zarge und Blechdickenänderung nach dem Erstzug, sind im Weiterzug nur geringere Ziehverhältnisse zu realisieren, wenn das Ziehverhältnis im Erstzug maximal gewählt wurde. Auch wird das maximale Gesamtziehverhältnis erreicht, wenn im jeweiligen Zug das maximale Ziehverhältnis angewendet wurde (Osterburg, 1973). Siebel und Beisswänger (1955) nennen neben der Höhe der angewendeten Ziehverhältnisse sowohl die Größe des Ziehringwinkeln $2\alpha_{Tz}$ als auch den Stempelkantenradius r_{St} als Einflussfaktor auf das erreichbare Ziehverhältnis im Weiterzug und somit auch auf das erreichbare Gesamtziehverhältnis. Bei gering gewählten Ziehringwinkeln $2\alpha_{Tz}=45^\circ$ und einem Stempelkantenradius $r_{St} = 1/3 \cdot d_{St}$ wurden die größten Ziehverhältnisse im Weiterzug realisiert. Neben den Bodenreißern in Umfangsrichtung nennen Siebel und Beisswänger (1955) Risse entlang der Längsachse der Zarge als Prozessfehler. Als Ursache der Rissbildung wird die Kerbwirkung der texturbedingten Zipfelbildung genannt. Durch entfernen der Zipfel vor dem Weiterzug kann dieser Prozessfehler vermieden werden.

Das Gesamtziehverhältnis von Tiefziehstählen beträgt laut Lange (1990) etwa $\beta_{ges} = 6,5$. Durch Rekristallisationsglühen zwischen den Zügen wird die Umformhistorie entfernt und es können höhere Ziehverhältnisse im Vergleich zum Weiterzug ohne Wärmebehandlung erreicht werden. Bei austenitischen Stählen findet ein Lösungsglühen statt. Neben der Erhöhung der Umformbarkeit wird bei rostfreien Stählen durch das Lösungsglühen eine Homogenisierung der Legierungsbestandteile angestrebt, um die Korrosionsbeständigkeit nach der Umformung zu gewährleisten (Maki, 1997).

Weitere technologische Erweiterungen zur Erhöhung des Ziehverhältnisses bzw. der

Reduzierung der Ziehstufen beim Weiterzug können durch das Nachschieben des Flanschwerkstoffs realisiert werden. Das von Böhm (1984) patentierte Verfahren und Umformwerkzeug zum Gleichlauf-Weiterziehen ist in **Bild 2.11b** dargestellt. Dieses Verfahren wird ohne Niederhalter und mit Hilfe eines Druckrings (Druckringkraft F_{Dr}) durchgeführt und wurde von Schmoeckel et al. (1985) untersucht. Durch das Nachschieben werden die Zugspannungen in der Zarge reduziert. Das Ziehverhältnis des ersten Weiterzugs konnte um 20 % durch mechanisches Nachschieben von $\beta_2 = 1,4$ auf $\beta_2 = 1,7$ erhöht werden. Beim Anwenden des mechanischen Nachschiebens im Stülpszug erreichte Engel (1985) eine Ziehverhältniserhöhung in Bezug auf das Verhältnis von Rondendurchmesser zu Blechdicke zwischen 14%-18%. Thiruvarudchelvan und Travis (1997) untersuchten das Weiterziehen im Gleichlauf mit hydraulischem Nachschieben. Der Ziehring ist mit Bohrungen als Einlass für das Druckmedium versehen und wird von einer Dichtplatte verschlossen (**Bild 2.12**). Durch dieses Werkzeugkonzept ist es möglich, den Niederhalterdruck und den Nachschiebedruck separat einzustellen.

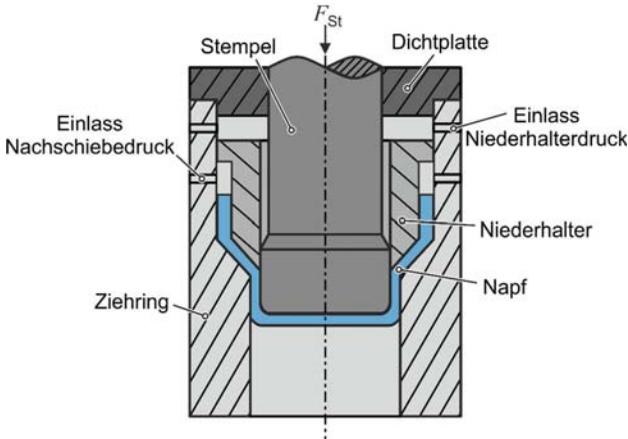


Bild 2.12: Weiterzug mit hydraulischem Nachschieben (nach Thiruvarudchelvan und Travis, 1997)

Thiruvarudchelvan und Travis (1997) konnten den Niederhalterdruck und den Nachschiebedruck so einstellen, dass ein Ziehverhältnis im Weiterzug von Aluminiumnäpfen $\beta_2 = 2,2$ erreicht werden konnte. Konventionell liegt das Ziehverhältnis im Weiterzug für diesen Werkstoff bei $\beta_2 = 1,6$.

2.3 Fügen durch Umformen

Umformende Fertigungstechnologien dienen nicht nur der Definition der Bauteilform und der mechanischen Eigenschaften (Tekkaya et al., 2015). Zunehmend wird auch das Fügen durch plastische Deformation fokussiert (Mori et al., 2013) und bei der Herstellung von bimetalischen Halbzeugen und Bauteilen angewendet. Bimetalle vereinen die

vorteilhaften Eigenschaften der einzelnen Werkstoffe und werden vielsteig in der Industrie eingesetzt. Haats (1994) fasst die Einsatzgründe von Bimetallen wie folgt zusammen:

- Festigkeitserhöhung,
- Verbesserung der Korrosionsbeständigkeit,
- Optimierung der thermischen Eigenschaften und elektrischen Leitfähigkeit und
- Beeinflussung der Oberflächenrauheit.

Häufig werden Ziehen, Fließpressen und Walzen als fùgetechnische Umformverfahren zur Fertigung von bimetalischen Halbzeugen und Komponenten eingesetzt (Ciupik, 1984). Im Folgenden werden zuerst die Arten der Fùgeverbindung erlãuert. Danach werden einige vorangegangene Arbeiten zum umformtechnischen Fùgen, gegliedert nach den gefùgten Halbzeugarten Massiv, Blech und Rohr, vorgestellt.

2.3.1 Arten der Fùgeverbindung

Die DIN 8593-0 definiert das Fùgen als „das auf Dauer angelegte Verbinden oder sonstige Zusammenbringen von zwei oder mehr Werkstùcken geometrisch bestimmter Form oder von ebensolchen Werkstùcken mit formlosem Stoff. Dabei wird jeweils der Zusammenhalt örtlich geschaffen und im Ganzen vermehrt“. Die durch Fùgen realisierte Verbindung lãsst sich in feste und bewegliche Verbindung unterscheiden. Entweder ist das Aufbringen einer Relativbewegung zwischen den gefùgten Werkstùcken nicht mçglich oder mindestens eine Bewegungsrichtung ist lose gelagert, wie zum Beispiel bei Fùhrungen oder Gelenken (Roth, 1982). Die Schlussarten werden ihrer Art nach in Kraft-, Form- und Stoffschluss gegliedert und verhindern ein Trennen der Werkstùcke durch die an der Fùgeflãche übertragenen Krãfte (Ersoy, 1975). Das **Bild 2.13** verdeutlicht die Schlussarten anhand zweier gefùgter Balken, wobei die Fùgeverbindung durch eine Kraft F_x belastet wird.

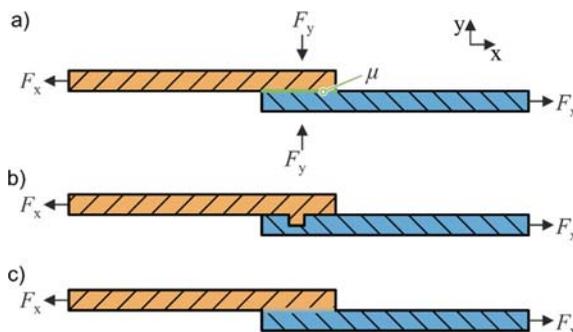


Bild 2.13: Schlussarten: a) kraftschlüssige, b) formschlüssige und c) stoffschlüssige Fùgeverbindung (nach N. N., 2019)

Zwei feste Körper sind kraftschlüssig miteinander verbunden, wenn eine reibschlüssige (vgl. Bild 2.13a), elastische oder feldschlüssige Kraft zwischen den Kontaktflächen die Verbindung der Werkstücke sicherstellt (Roth, 1982).

Ein formschlüssiger Verbund liegt vor, wenn die anliegende Kraft nur normal zu den Wirkflächen und nur in einem Richtungssinn wirkt (DIN 8593-0). Das Bild 2.13b zeigt eine formschlüssige Spundverbindung in Richtung der wirkenden Kraft F_x .

Kleben, Schweißen oder Löten verbinden sowohl gleichartige als auch nicht gleichartige Metalle stoffschlüssig miteinander (Bild 2.13c). Gewöhnlich ist die stoffschlüssige Verbindung eine auf Dauerhaftigkeit ausgelegte Art der Verbindung, wobei ein Trennen nur zerstörend möglich ist. Generell sind chemische Verbindungen stärker als metallische Verbindungen (Gottstein, 1998).

Stoffschlüssiges Fügen von Metallen

Kommen zwei Phasen unterschiedlicher metallischer Werkstoffe und Gitterstruktur in Kontakt, wie es bei der Fügekombination Aluminium und Stahl der Fall ist, entsteht eine in- oder teilkohärente Phasengrenze. Diffusionsgetriebene Mechanismen können zur Ausbildung und zum Wachstum intermetallischer Phasen an den Phasengrenzen führen. Springer et al. (2011) konnten an im Vorfeld rührreibgeschweißter Proben zeigen, dass für das Entstehen einer intermetallischen Phase bei der Herstellung von Aluminium-Stahl-Verbindungen nur wenige Minuten an Haltezeit bei einer Temperatur von 200 °C genügen. Die entstehende intermetallische Phase ist aufgrund der Gitterverspannungen härter und spröder als die eigentlichen Werkstoffpartner. Des Weiteren stellen Springer et al. (2011) einen Zusammenhang zwischen einer steigenden Schichtdicke der Phase mit einer sinkenden Festigkeit der Fügeverbindung her (**Bild 2.14a**). Springer (2011) zeigte, dass bei steigender Temperatur und Haltedauer die Schichtdicke der intermetallischen Phase vergrößert wird (Bild 2.14b/c). Beim Verbundschmieden von Aluminium und Stahl mit unterschiedlichen Legierungsanteilen an Silizium und Magnesium stellten Behrens und Kosch (2011) fest, dass mit steigendem Siliziumanteil die Schichtdicke der intermetallischen Phase wächst, wohingegen ein steigender Magnesiumanteil zu einer geringeren Schichtdicke führt.

Die plastifizierenden Fügeverfahren Rührreißschweißen und Kaltpressschweißen sind Fügeverfahren, bei denen nicht die Temperatur und Haltedauer, sondern die plastische Deformation für den Erfolg der Fügeverbindung maßgeblich ist. Das Kaltpressschweißen wird laut DIN 14610 als das „Pressschweißen, wobei ausschließlich anhaltender Druck aufgebracht wird, der beträchtliche plastische Verformung bewirkt“ definiert.

Atomare Bindungskräfte sind der Grund für das erfolgreiche Verbinden von Metallen durch Kaltpreßschweißen. Diese Kräfte werden wirksam, wenn Metalloberflächen ohne gasförmige, flüssige oder feste fremde Deckschichten sich bis auf den atomaren Abstand hin annähern. Aufgrund der Bindungskräfte entsteht ohne Einwirkung von Druck, Temperatur oder Umformung eine stoffschlüssige Fügeverbindung (Ruge und Krause, 1975). Es gibt mehrere Theorien über die metallurgischen Vorgänge, die die atomaren

Bindungskräfte begründen. Diese sind von Rischka (1981) zusammengefasst worden. Die Adhäsionstheorie ist sowohl für Rischka (1981) als auch für Haats (1994) die plausibelste Theorie, die das Auftreten der atomaren Bindungskräfte beschreibt. Die werkstoffreinen, d. h. die von Deckschichten befreiten Oberflächen der Verbundpartner nähern sich soweit an, dass die Elektronenhüllen sich vereinigen und die Atome sich fest verbinden (Chrenov, 1967). Im Ultrahochvakuum konnten Leuheuer und Drews (1979) deckschichtbefreite Kupferoberflächen ohne äußeren Druck verbinden.

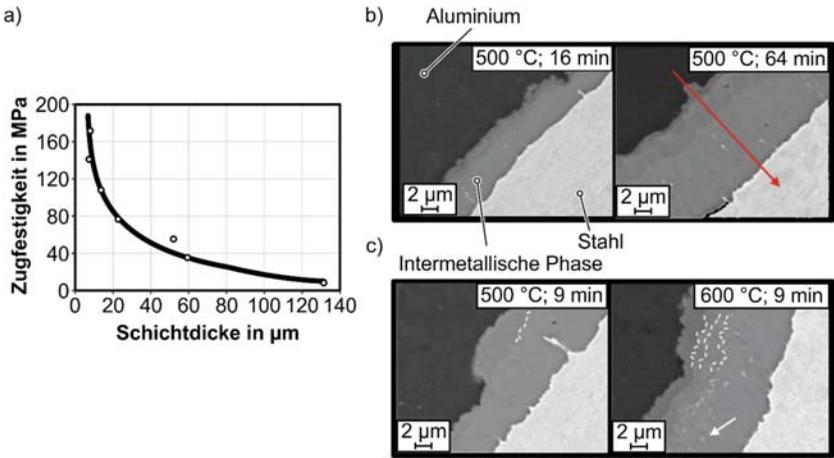


Bild 2.14: a) Einfluss der Schichtdicke der intermetallischen Phase auf die Festigkeit (nach Springer et al., 2011) und Einfluss der a) Temperatur und b) Zeit auf die intermetallische Schichtdicke (nach Springer, 2011)

Außerhalb des Hochvakuums ist die Annahme von deckschichtfreien Oberflächen als realitätsfern anzusehen. Daher nennt Bay (1979) vier Phasen (**Bild 2.15**), die zu einer Kaltverschweißung im Produktionsprozess führen. In Phase ① kommt es zum Kontakt der Oberflächen der Verbundpartner, wobei deren, im Vergleich zum Grundwerkstoff, harten und spröden Deckschichten unbeschädigt sind. Mit ansteigender plastischer Verformung und somit Oberflächenvergrößerung kommt es zum Bruch der Deckschichten, der zu einer partiellen Freilegung von reinem Werkstoff führt ②. Bei steigender Oberflächenvergrößerung und steigendem Normaldruck wird der reine Werkstoff durch die entstandenen Hohlräume gepresst ③. Kommen die reinen Werkstoffanteile in Kontakt, führt dies zur Verschweißung ④. Die wichtigsten Parameter zur Erzeugung einer Kaltpressschweißung sind der Normaldruck und die Oberflächenvergrößerung. Zudem gibt es eine werkstoff- und prozessabhängige minimale Oberflächenvergrößerung. Bay (1983) erweiterte seine Theorie und stellte ein Modell zur Berechnung der Verbundfestigkeit einer Kaltpressschweißung für gebürstete Metalloberflächen auf, das von Zhang und Bay (1996) um einen Korrekturfaktor, der die Duktilität der Deckschicht abbildet, erweitert wurde.

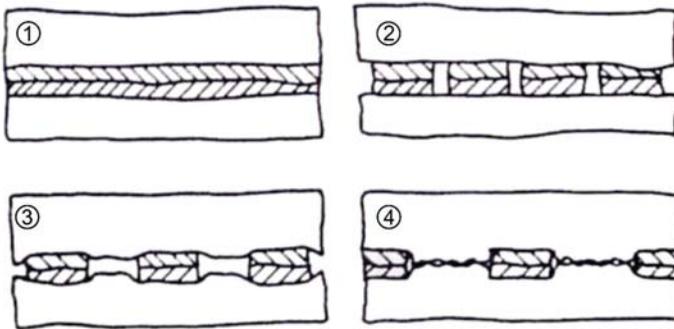


Bild 2.15: Phasen der Kaltverschweißung (nach Bay, 1979)

Auf den Erkenntnissen von Bay aufbauend veröffentlichten Copper und Allwood (2014) ein Modell zur Vorhersage der Festigkeit einer Kaltpressschweißung von Aluminiumverbindungen. Dieses Modell berücksichtigt unter anderem das eingeschlossene Luftvolumen, das zur erneuten Oxidation der freigelegten reinen Werkstoffoberfläche führt.

2.3.2 Fügen von gleichartigen Halbzeugen

Massivhalbzeuge werden in der Literatur häufig durch Verbundfließpressen gefügt, welches nach DIN 8593-5 in die Gruppe Fügen durch Umformen eingeteilt wird. Die Halbzeuge werden auf oder ineinander angeordnet und anschließend gepresst. Das **Bild 2.16** zeigt eine Auswahl an bislang untersuchten Prozessvariationen.

Das Verbundfließpressen von rotationssymmetrischen Kupfer- und Aluminiumhalbzeugen in der Voll-Vorwärts-Variante gemäß Abbildung Bild 2.16a wurde von Gumm und Hoffmann (1965) untersucht. Mit steigender Querschnittsänderung und somit Oberflächenvergrößerung wurde eine Erhöhung der Verbundfestigkeit festgestellt. In weiteren Arbeiten wurden die Versuche auf die Werkstoffpaarungen Stahl/Kupfer-, Stahl/Nickel- (Gumm und Ruge, 1968) und Aluminium/Stahl- (Bild 2.16a) sowie Stahl/Edelstahl-Verbundwellen erweitert (Ruge und Gumm, 1969).

Eine stoffschlüssige Verbindung zwischen Aluminium und Stahl generierten Yoshida et al. (2010) durch Verbundfließpressen in der Napf-Rückwärts-Variante (Bild 2.16b). Das Aluminiumhalbzeug wurde zuerst in die Matrize eingelegt, sodass der Stahlwerkstoff umgeformt wurde. Sie konnten zeigen, dass ein Bürsten der Oberflächen vor der Umformung die Verbundfestigkeit erhöht. An Zugproben, entnommen aus der Verbundzone der Napfwand, konnte eine Festigkeit im Maximum von 140 MPa festgestellt werden. In weiteren Arbeiten konnten Yoshida et al. (2012) zeigen, dass die Höhe der Stempelgeschwindigkeit, und somit die Dehnrage, die Verbundfestigkeit nicht beeinflusst. Untersuchungen einer Probe der Verbundzone im Rasterelektronenmikroskop ergaben das Vorliegen einer intermetallischen Phase FeAl_3 (Yoshida et al., 2014).

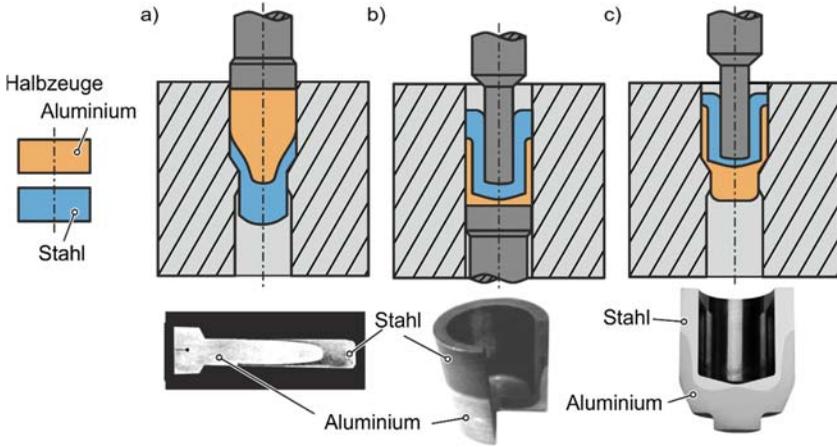


Bild 2.16: a) Voll-Vorwärts- (nach Ruge und Gumm, 1969) b) Napf-Rückwärts- (nach Yoshida et al., 2014) und c) simultanes Napf-Rückwärts und Voll-Vorwärts-Verbundfließpressen (nach Wohletz, 2017)

Durch simultanes Voll-Vorwärts und Napf-Rückwärts-Verbundfließpressen konnten Wohletz et al. (2015) eine stoffschlüssige Aluminium/Stahl-Verbindung herstellen (Bild 2.16c). Wohletz (2017) konnte zeigen, dass das Ätzen der Halbzugeoberflächen einen besseren Effekt auf die Verbundfestigkeit hat im Gegensatz zum Strahlen, wodurch hohe Druckeigenspannungen an der Halbzugeoberfläche entstehen.

Ossenkemper et al. (2017) formten zuerst durch Napf-Rückwärts-Fließpressen einen Stahlnapf. Danach wurde ein Aluminiumkern in den Napf gelegt und anschließend wurde das Hybridhalbzeug in der Voll-Vorwärts-Variante fließgepresst (**Bild 2.17a**). Ossenkemper (2018) konnte durch einen Vergleich von experimentell ermittelten Verschweißungsparametern der verwendeten Aluminium/Stahl Werkstoffpaarung mit numerisch ermittelten Werten des Kontaktdrucks und der Oberflächenvergrößerung des Verbundfließpressens zeigen, dass keine stoffschlüssige Verbindung zwischen den Verbundpartnern durch die von ihm untersuchte Variante des Verbundfließpressens möglich ist. Er konnte sowohl eine mikroformschlüssige als auch eine kraftschlüssige Verbindung nachweisen. Zusätzlich veröffentlichten Ossenkemper et al. (2019) ein analytisches Modell zur Abschätzung der kraftschlüssigen Verbundfestigkeit, das auf der Kesselformel basiert.

Durch Querfließpressen bei Raumtemperatur wurden zwei im Vorfeld durch Glühen rekristallisierte Halbzuge aus Reinaluminium von Lilleby et al. (2009) gefügt (Bild 2.17b). In Drei-Punkt-Biegeversuchen wurde die Verbundfestigkeit an entnommenen Proben aus der Verbundzone ermittelt. Es konnte gezeigt werden, dass die Verbundfestigkeit bis hin zum stoffschlüssigen Verbund mit steigender Zapfenlänge und

somit Oberflächenvergrößerung zunimmt. Awiszus et al. (2009) fügten bei 450 °C Aluminium und Magnesium durch Querfließpressen. Es konnte eine intermetallische Phasenbildung nachgewiesen werden.

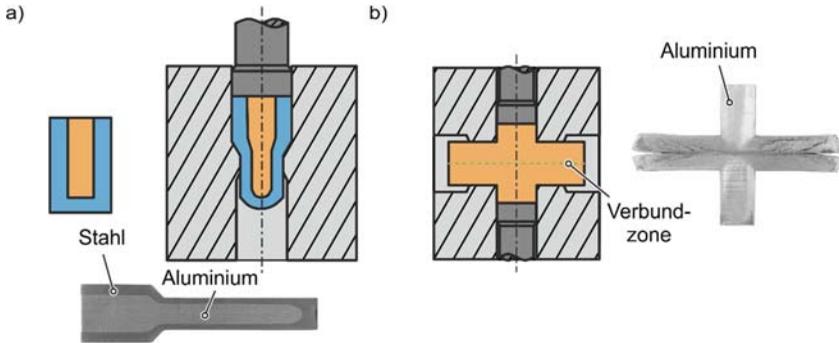


Bild 2.17: a) Voll-Vorwärts-Verbundfließpressen eines gefügten Stahlnapfs mit Aluminiumkern (nach Ossenkemper et al., 2017) b) Querfließgepresstes Verbundbauteil aus Aluminium (nach Lilleby et al., 2009)

Grundlegende Untersuchungen zum gemeinsamen Ziehen ineinander gesteckter Rohre aus Aluminium und Kupfer wurden durch Gumm (1964) durchgeführt. In zehn Stopfzügen wurde die Oberflächenvergrößerung systematisch erhöht. Bis zu einer Oberflächenvergrößerung von 100 % wurde ein positiver Effekt auf die Verbundfestigkeit der Werkstoffpartner festgestellt (**Bild 2.18a**).

Das Hohl-Vorwärts Fließpressen zum Fügen seriell angeordneter Rohre aus Chromstahl und Aluminium wurde von Ruge und Thomas (1975) erforscht (Bild 2.18b). Die Stirnflächen der Rohre, die die Verbundzone bilden, wurden angeschrägt. Zuerst wurde der Stahl, der Werkstoff mit der höheren Fließspannung, durch den formgebenden Durchbruch der Matrize gedrückt. Der hohe hydrostatische Druck in der Verbundzone begünstigt die Verbundfestigkeit. In Zugversuchen an Proben aus der Fügezone konnten Verbundfestigkeiten in der Größenordnung des verfestigten Aluminiums ermittelt werden. Wagener und Haats (1994) fügten neben seriell angeordnete auch ineinander gesteckte Rohre durch Hohl-Vorwärts-Fließpressen (Bild 2.18c). Sie fügten Rohre aus Aluminium mit Titan und Edelstahl und konnten in Zugversuchen nachweisen, dass die Verbundfestigkeit die Festigkeit des Aluminiums überstieg. Es ist zu erwähnen, dass zur Verbesserung des Verbunds bei der Werkstoffpaarung Aluminium und Titan die Halbzuge im Vorfeld mit einer Kupferschicht versehen worden waren.

Als weiteres moderneres Verfahren zum umformtechnischen Fügen von Rohrhalbzügen ist das Magnetpulsschweißen zu nennen. Lueg-Althoff (2019) fügte erfolgreich Aluminium- und Stahlrohre, wobei das innenliegende Rohr, auch Parent genannt, von

einer innenliegenden Struktur gegen Einknicken abgestützt wurde. Ebenfalls ist es möglich ineinandergesteckte Rohrhälfte durch Rundnetzen zu fügen (Zhang et al., 2014).

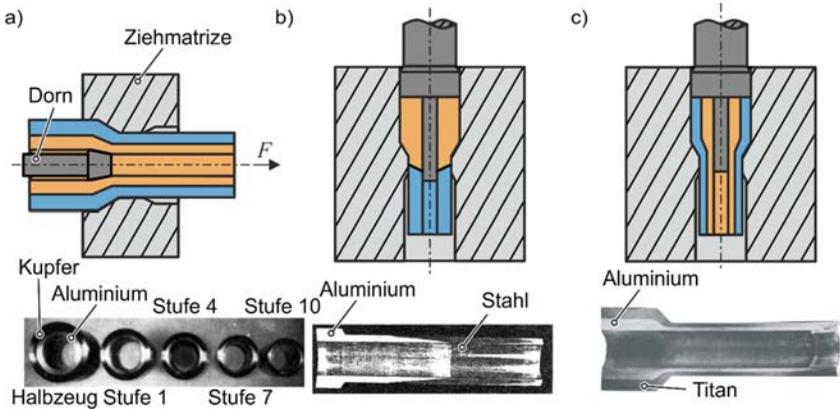


Bild 2.18: a) Verbundrohrziehen, zehn Stufen (nach Gumm, 1964) und Verbundfließpressen von Rohren b) serielle Anordnung (nach Ruge und Thomas, 1975) c) parallele Anordnung (nach Wagener und Haats, 1994)

Das Fügen von Aluminium- und Stahlblechen durch Walzplattieren mit vorgelagertem Reinigungsprozess wurde von der TRIERER WALZWERK AG (1927) patentiert. Das **Bild 2.19a** zeigt das Verfahren und in **Bild 2.19b** ist ein Schlibfbild eines mit Aluminium plattierten Stahlblechs zu sehen.

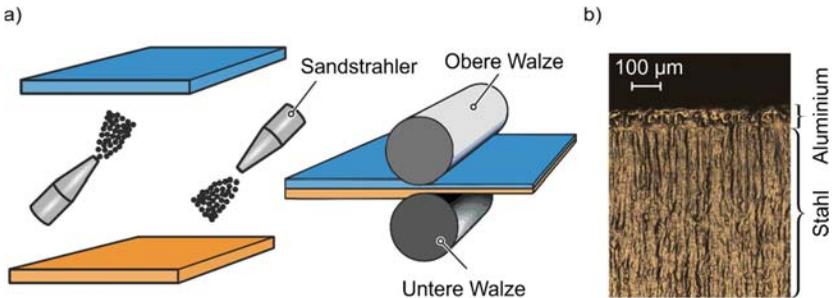


Bild 2.19: a) Walzplattieren (nach TRIERER WALZWERK AG, 1927) und b) Schlibfbild eines mit Aluminium plattierten Stahlblechs

Das Walzplattieren verbindet Bleche unterschiedlicher Werkstoffe durch Zusammenspiel von Druck, Oberflächenvergrößerung und Temperatur im Walzspalt zwischen den Walzen (Vaidyanath et al., 1959). Die TRIERER WALZWERKE AG erkannte schon

im Jahr 1927 den positiven Einfluss von vorheriger Reinigung der Werkstückoberflächen auf die Verbundfestigkeit und patentierte die Reinigung der Werkstückoberflächen, z.B. durch Sandstrahlen, direkt vor dem Walzplattierprozess. Neuere Untersuchungen der Oberflächenbeschaffenheit und Temperatur beim Walzplattieren von u. a. Aluminium und Stahl wurden von Senden genannt Haverkamp (2011) durchgeführt. Er konnte zeigen, dass sich bei steigender Temperatur das Fließverhalten und die Umformzone in der Form verändert, dass die Oberflächenvergrößerung abnimmt.

Ein weiteres Fügeverfahren zur Herstellung von Blech-Blech-Verbindungen ist das partielle Kaltpressschweißen durch inkrementelles Walzen, das von Schmidt (2018) ausführlich beschrieben wird. Kollisionsschweißverfahren, wie z. B. das Sprengplattieren, Schweißen mittels verdampfer Folien oder das Magnetpulsschweißen können ebenfalls als Blech-Blech fügende Umformverfahren, wobei die Umformung nur auf der Mikroebene in der Verbundzone stattfindet, genannt werden (Lueg-Althoff, 2019).

2.3.3 Fügen von ungleichartigen Halbzeugen

Das Fügen von Rohr- auf Massivhalbzeugen durch Magnetpulsschweißen wurde u. a. von Appel und Cramer (2011) untersucht. Sie verwendeten als Werkstoffe die Aluminiumlegierung EN-AW 6060 und den Edelstahl 1.4301. Das **Bild 2.20** zeigt die hergestellten Bauteile.

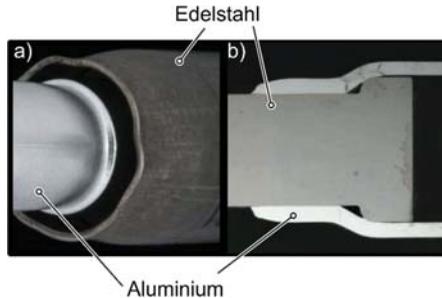


Bild 2.20: Bauteil aus Rohr und Massivhalbzeug gefügt durch Magnetpulsschweißen a) Rohr: Edelstahl, Vollprofil: Aluminium (Schlechtteil) und b) Rohr: Aluminium, Vollprofil: Edelstahl (Gutteil) (nach Appel und Cramer, 2011)

Appel und Cramer (2011) gelang es nicht, ein Edelstahlrohr auf ein Vollprofil aus Aluminium durch Magnetpulsschweißen zu fügen (Bild 2.19a). Die Einkopplung des magnetischen Drucks war unzureichend, sodass das Rohr, bestehend aus dem austenitischen Stahl, nur unzureichend beschleunigt wurde. Eine Verbindung eines Aluminiumrohrs mit einem Vollprofil aus Edelstahl war hingegen erfolgreich (Bild 2.19b).

Viehweger et al. (2013) nutzten das Knickbauchen zur umformtechnischen Herstellung von Rohr-Blech-Verbindungen. Der Prozessablauf sowie ein gefügtes Bauteil werden

in **Bild 2.21** gezeigt. Ein Rohr wird in einem Durchbruch im Blech positioniert. Dann wird die obere Stirnseite des Rohres mit Druck beaufschlagt. Das Rohr wird an der Ausbauchstelle tangential gedehnt und es entsteht ein erster Flansch oberhalb des Blechs ①. Anschließend wird der untere Flansch in gleicher Weise geformt ②. Es entsteht eine formschlüssige Verbindung. In weiteren Arbeiten gelang es Viehweger et al. (2015), den Prozess sowohl analytisch als auch numerisch zu beschreiben und ein Prozessfenster für den Stahlwerkstoff E235+N aufzustellen.

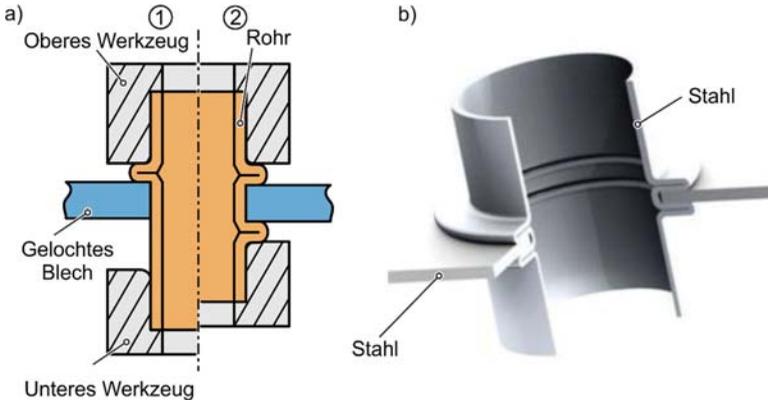


Bild 2.21: a) Fügen von Blech und Rohr durch Knickbauchen und b) hergestelltes Bauteil (nach Viehweger et al., 2015)

Durch den von Alves et al. (2017) vorgestellten Prozess Ansatzformen ist es ebenfalls möglich, Rohr und Blech durch das Formen von zwei Flanschgeometrien zu verbinden (**Bild 2.22a**).

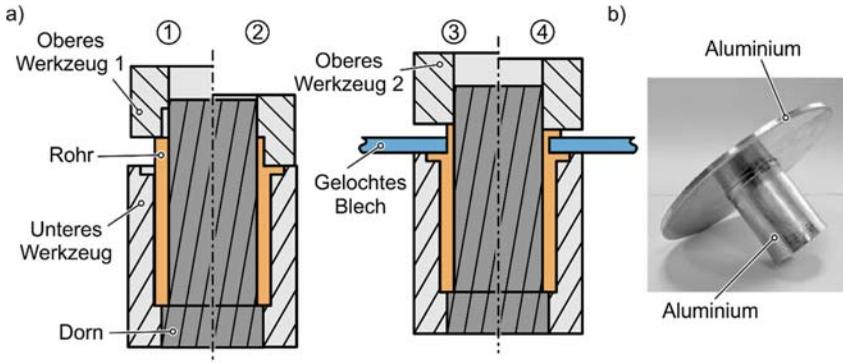


Bild 2.22: a) Fügen von Blech und Rohr durch Ansatzformen und b) Bauteil (nach Alves et al., 2018)

In diesem Prozess werden die Flansche nicht durch Überschreiten der zulässigen Knicklast des Rohrs geformt. Stattdessen wird der durch Reduzierung der Rohrwanddicke gewonnene Werkstoff zur Herstellung der Flanschgeometrien genutzt. So konnten Alves et al. (2018) in weiteren Untersuchungen eine formschlüssige Rohr-Blech-Verbindung unterschiedlicher Aluminiumlegierungen herstellen, die einer Biegebelastung von 10 kN standhielt.

In darauffolgenden Arbeiten übertrugen Alves et al. (2019) ihre Erkenntnisse auf das Fügen von Blech und rotationssymmetrischen Massivhalbzeugen durch Ansatzformen und fügten ein Stahlblech rechtwinklig an einen Stababschnitt aus Aluminium (**Bild 2.3a**). Eine weitere Möglichkeit ein Blech an einen Stababschnitt zu fügen, wird durch Narayanan (2018) gegeben. Dieser stellte zwei Flansche am Stababschnitt durch Druckwalzen her. Zwischen den Flanschen ist das gelochte Blechhalbzeug formschlüssig mit dem Stab verbunden.

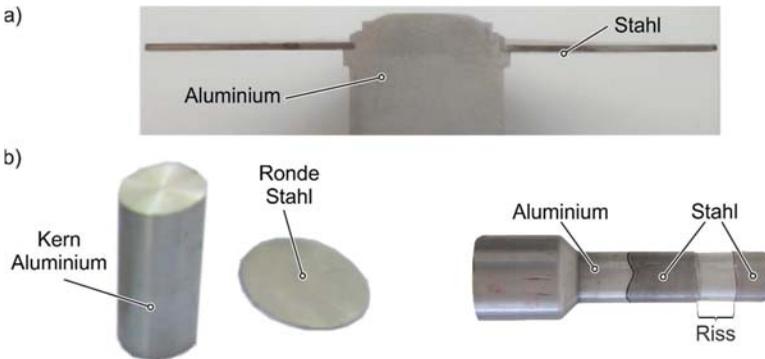


Bild 2.23: Blech und Massivhalbzeug a) rechtwinklig gefügt durch Ansatzformen (nach Alves et al., 2019) und b) umhüllend gefügt durch Tiefzieh-Verbundfließpressen (nach Hänisch et al., 2013)

Jäger et al. (2011) patentierten das Tiefzieh-Verbundfließpressen, bei dem ein Blech bzw. eine Ronde umhüllend mit einem Massivhalbzeug, auch Kern genannt, gefügt wird. Hierbei wird das Blech direkt von dem Kern zu einem Napf tiefgezogen und anschließend erfahren Kern und Napf gemeinsam eine Fließpressoperation. So entsteht beispielhaft eine einfach abgesetzte Welle aus einem Aluminiumkern und einer, im Vergleich zum Kerndurchmesser, dünnen Hülle aus Edelstahl (Bild 2.23). In der von Hänisch et al. (2013) veröffentlichten Arbeit war es nicht möglich, ein rissfreies Gutteil herzustellen.

2.4 Fazit zum Stand der Technik

Sowohl das Fließpressen als auch das Tiefziehen sind in der Vergangenheit, jedes einzelne Verfahren für sich betrachtet, sowohl analytisch, numerisch und experimentell ausgiebig untersucht worden. Diese beiden Verfahren der Umformtechnik werden seit über hundert Jahren nicht nur erforscht, sondern auch erfolgreich zur Massenfertigung von Produkten und Komponenten industriell genutzt.

Die Auswertung von vorangegangenen Untersuchungen zum Fügen durch plastische Deformation verdeutlicht, dass neben dem Erzeugen von einer form- oder kraftschlüssigen Verbindung, die Erzeugung einer stoffschlüssigen Verbindung allgemein angestrebt wurde. Zur Ausbildung einer intermetallischen Phase sind beim Fügen bei Raumtemperatur sehr hohe Oberflächenvergrößerungen und Drucke in der Kontaktzone nötig. Das Fügen bei hohen Werkstofftemperaturen senkt die erforderlichen Oberflächenvergrößerungen und Drucke zum Herstellen von stoffschlüssigen Verbunden erheblich ab.

Die Analyse der vorgestellten Verfahren zum umformtechnischen Fügen von Rohr-, Blech- und Massivhalbzeugen zeigt, dass beim Fügen von gleichartigen Halbzeugen nicht nur das Verbinden von unterschiedlichen Werkstoffen fokussiert wird, sondern auch eine gezielte Geometrierstellung erfolgt. Im Gegensatz zur Verbindung von gleichartigen Halbzeugen durch Umformen, wird beim Fügen durch plastische Deformation von ungleichartigen Halbzeugen größtenteils die reine Verbindung der unterschiedlichen Halbzeuge, aber nicht die Geometrieänderung zu einer neuen Halbzeug- oder Bauteilform angestrebt. Einzig das 2011 zum Patent angemeldete, fügende Umformverfahren Tiefzieh-Verbundfließpressen verbindet in der Theorie einen massiven Kern mit einer Blechrunde zu einer Multimaterial-Welle mit einer dünnen Funktionsfläche. In ersten Veröffentlichungen gelang es nicht eine von Prozessfehlern freie Verbundwelle zu fertigen.

3 Zielsetzung

Die Bestrebungen zur Senkung von Treibhausgasemissionen wird zu einem erhöhten Bedarf an Verbundbauteilen im Bereich der Mobilität und Energiedistribution führen. Im Kraftfahrzeugbau wird der Anteil an Leichtbaukomponenten sowie auch an elektrischen Steckverbindern durch die Elektrifizierung des Antriebsstrangs voraussichtlich steigen. Durch den Ausbau der erneuerbaren Energien und der damit einhergehenden Zunahme an Schaltvorgängen im Stromverteilnetz ist zusätzlich mit einer Zunahme der Nachfrage an elektrischen Steckverbindern zu rechnen. Das Tiefzieh-Verbundfließpressen hat das Potential, die erhöhte Nachfrage dieser Verbundbauteile zu bedienen.

Ziel dieser Arbeit ist es, das Verfahren des Tiefzieh-Verbundfließpressens (TVFP) grundlegend experimentell, numerisch und analytisch zu untersuchen. Anschließend werden die Bauteileigenschaften analysiert. Auf Basis dieser Erkenntnisse werden die weiteren Prozesspotentiale und deren technologische Umsetzung zur Verbesserung der Übertragbarkeit in die Industrie diskutiert.

Aus dem Stand der Technik ist bekannt, dass das Tiefzieh-Verbundfließpressen das einzige umformtechnische Fügeverfahren ist, das ungleichartige Halbzeuge nicht nur verbindet, sondern auch die Bauteilgeometrie definiert. In den bisherigen Veröffentlichungen ist es nicht gelungen, eine Verbundwelle, bestehend aus einem Aluminiumkern und einer Hülle aus Edelstahl, rissfrei als Gutteil zu fertigen. Daher werden in **Kap. 4** zunächst das Verfahren vorgestellt und die vorangegangenen Arbeiten analysiert. Das **Bild 3.1** erläutert die Vorgehensweise.

In **Kap. 5** wird der grundlegende zu untersuchende Parameterraum unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Kap. 4 mit der Werkstoffpaarung Kern: Aluminium und Ronde: Edelstahl festgelegt. Der Einfluss der Prozessparameter auf den Prozesserfolg wird experimentell untersucht und ein Prozessfenster abgeleitet. Der Lastpfad wird numerisch untersucht.

Anschließend erfolgt in **Kap. 6** die analytische Beschreibung des Kraft-Weg-Verlaufs, inklusive deren Validierung, um tiefere Erkenntnisse über die Prozessmechanik zu erlangen. Die Vorhersage der Prozesskräfte ist unter anderen Faktoren als essentiell für das Auslegen von Werkzeugen anzusehen.

Die Untersuchung der Verbundqualität wird in **Kap. 7** durchgeführt. Die vorhandene Verbundart bzw. -arten Form, Kraft- und Stoffschluss werden festgestellt und die Verbundfestigkeit ermittelt. Die Untersuchung erfolgt sowohl experimentell als auch numerisch.

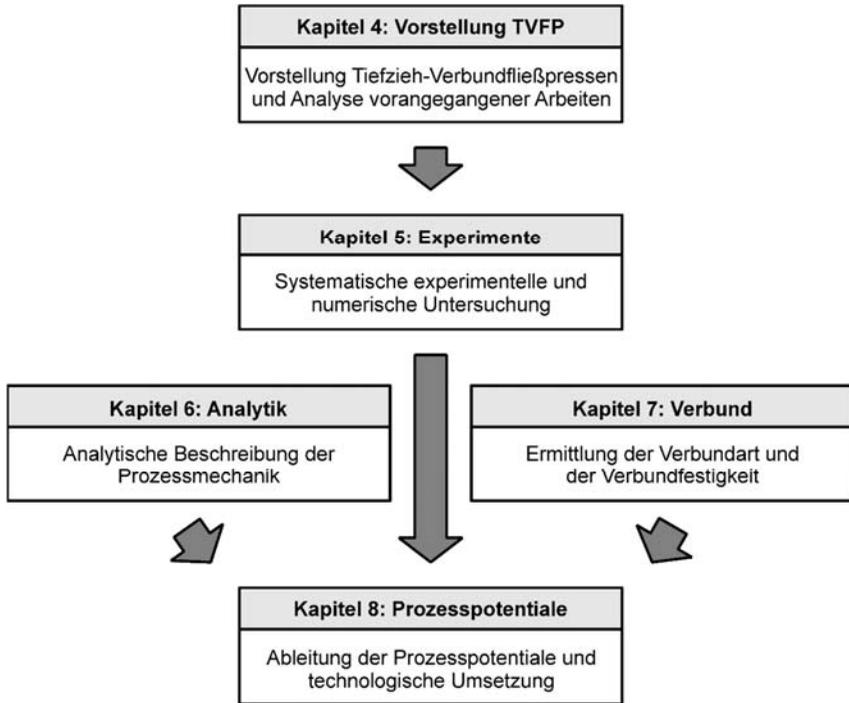


Bild 3.1: Vorgehensweise der Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens

Die gewonnenen Erkenntnisse aus Kap. 4 bis Kap. 7 werden verwendet um anschließend in **Kap. 8** die Potentiale des Tiefzieh-Verbundfließpressens zur Verbesserung der Bauteileigenschaften bezogen auf die industrielle Anwendbarkeit herzuleiten und technologisch umzusetzen.

4 Verfahrensprinzip des Tiefzieh-Verbundfließpressens

In diesem Kapitel werden die Werkzeug- und Halbzeuganordnung, der Prozessablauf und die Parameter erläutert. Anschließend werden die Ergebnisse vorangegangener Arbeiten zum Tiefzieh-Verbundfließpressen (TVFP) unter Anwendung eines nach dem Tiefziehen durchgeführten Vorwärts-Verbundfließpressens analysiert.

Prozessablauf

Der Werkzeugaufbau und die Halbzeuganordnung ist vor dem Beginn des Prozesses in **Bild 4.1a** dargestellt. Ein Tiefziehwerkzeug ist auf einem herkömmlichen Werkzeugaufbau des Voll-Vorwärts-Fließpressens positioniert (Jäger et al., 2011).

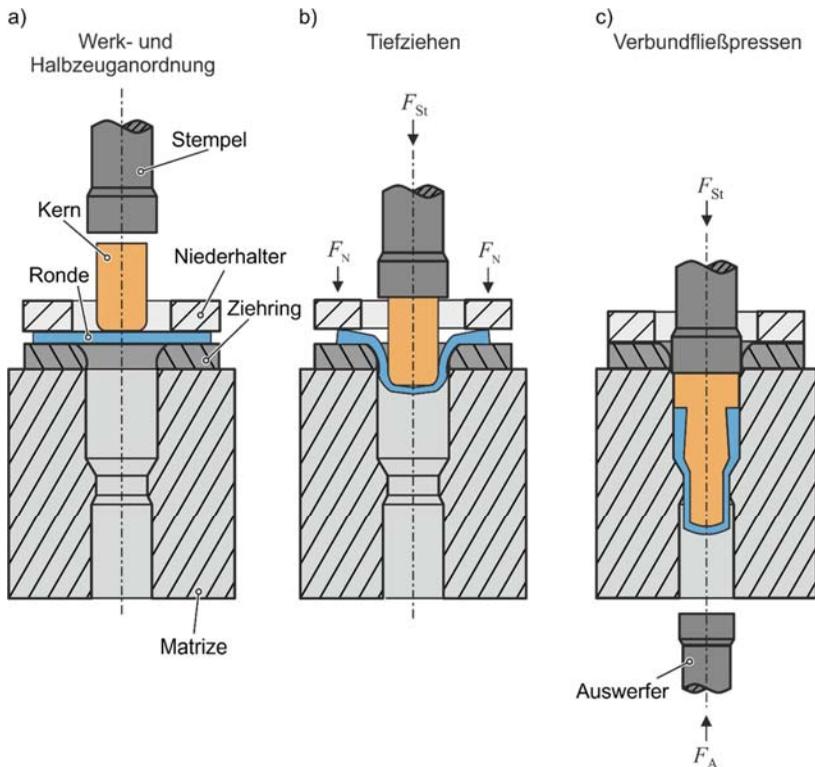


Bild 4.1: Prozessskizze des Tiefzieh-Verbundfließpressens a) Werk- und Halbzeuganordnung b) Tiefziehen c) Verbundfließpressen nach (Jäger et al., 2011)

Die Ronde, die die Oberflächeneigenschaften des Bauteils definieren wird, wird zwischen den Niederhalter und den Ziehring gelegt. Denkbar wäre auch eine Fließpressmatrize mit entsprechendem Radius an der Öffnung der Matrizenoberseite. Der Kern

wird mittig über der Ronde ausgerichtet. Der Stempel befindet sich über dem Kern. Der Niederhalter wird mit der Niederhalterkraft F_N beaufschlagt und der Stempel verfährt in Richtung des Kerns. Sobald der Stempel mit dem Kern in Kontakt kommt, wie in **Bild 4.1b** gezeigt, beginnt der Tiefziehvorgang. Der Kern wird in diesem Prozess als Ziehstempel verwendet. Die Ronde wird durch den Kern in die Fließpressmatrize gezogen. Das entstandene Hybridhalbzeug besteht aus einem Napf, der den Kern partiell umhüllt. Wie in **Bild 4.1c** dargestellt, initiiert die kontinuierliche Stempelbewegung den Prozess des Verbundfließpressens, wenn das Hybridhalbzeug in Kontakt mit der formgebenden Schulter der Matrize kommt. In diesem Prozessschritt ist, wie beim Tiefziehen, eine Beeinflussung der Blechdicke der Ronde nicht beabsichtigt. Ist die gewünschte Länge des Schaftes erreicht, verfährt der Stempel in die Ausgangsposition und der Auswerfer stößt das Bauteil aus.

Das Fließpressverfahren und die Werkzeuggeometrie bestimmen die finale Gestalt des Bauteils. Nach dem Tiefziehen ist eine Variation des Verbundfließpressprozesses möglich, wie z. B. Napf-Rückwärts-, Hohl-Vorwärts- oder Querfließpressen (Hänisch et al., 2013).

Prozessparameter

Die Einteilung der Parameter des Fertigungsprozesses Tiefzieh-Verbundfließpressens erfolgt nach den Prozessparametern des Tiefziehens und des Verbundfließpressens, wie in **Bild 4.2** veranschaulicht. Da der Kern die Funktion eines Tiefziehstempels hat, verfügt er im Kontaktbereich zwischen Kern und Ronde über einen Kernkantenradius r_{Kk} , der dem Stempelkantenradius des Tiefziehstempels beim herkömmlichen Tiefziehen entspricht (Bild 4.2a).

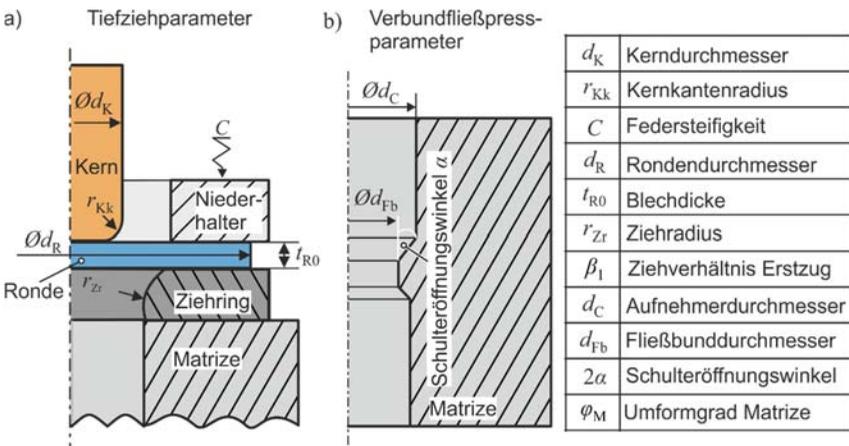


Bild 4.2: Prozessparameter des Tiefzieh-Verbundfließpressens eingeteilt nach a) Tiefziehen und b) Verbundfließpressen

Aus dem Durchmesser des Kerns d_K und der Ronde d_R wird das Ziehverhältnis β_1 definiert:

$$\beta_1 = \frac{d_R}{d_K}. \quad (4.1)$$

Der Durchmesser des Ziehtrings d_Z wird nicht ausgewiesen, da er dem Durchmesser des Matrizenaufnehmers d_C entspricht (Bild 4.2b). Der Schulteröffnungswinkel α wird, wie beim Voll-Vorwärts-Fließpressen üblich, im Folgenden immer in 2α angegeben. Der Umformgrad der Matrice φ_M ergibt aus dem logarithmierten Verhältnis der quadrierten Durchmesser des Matrizenaufnehmers und des Fließbundes:

$$\varphi_M = \ln \frac{d_C^2}{d_{Fb}^2}. \quad (4.2)$$

Analyse vorangegangener Untersuchungen

In ersten Untersuchungen der Prozessumsetzung des Tiefzieh-Verbundfließpressens konnten Hänisch et al. (2013) keine Gutteile durch Tiefzieh-Verbundfließpressen unter Anwendung eines Aluminiumkerns EN AW-6060 und einer Edelstahlronde 1.4301 herstellen. Einerseits wurden Bodenreißer beim Überschreiten des Grenzziehverhältnisses beim Tiefziehen festgestellt, andererseits riss die Ronde während des Verbundfließpressens (**Bild 4.3a**), wenn das Grenzziehverhältnis des Werkstoffs beim vorangegangenen Tiefziehprozess eingehalten wurde.



Bild 4.3: a) Bauteil mit gerissener Ronde und b) Parameter der experimentellen Studie zum Tiefzieh-Verbundfließpressen nach (Hänisch et al., 2013)

Die im **Bild 4.3b** dargestellten Prozessparameter verdeutlichen, dass bei der Wahl der Parameter die bekannten Einflussgrößen auf einen erfolgreichen Tiefziehvorgang nicht berücksichtigt wurden. Hänisch et al. (2013) wählten bei einem Kerndurchmesser $d_K = 29$ mm eine Blechedicke $t_{R0} = 0,5$ mm aus. Die Wahl eines Ziehringdurchmessers bzw. eines Aufnehmerdurchmessers $d_C = 30$ mm lässt den Schluss zu, dass kein Zieh-

spalt, der die Vergrößerung der Blechdicke am Napfrand kompensiert, bei der Prozessauslegung berücksichtigt wurde. Diese Erkenntnis kann ebenfalls auf die Wahl eines Kerndurchmessers $d_K = 28$ mm bei einer Blechdicke $d_K = 1$ mm übertragen werden. Des Weiteren wurden die Kerne nicht mit einem Kernkantenradius versehen. Der fehlende Ziehspalt und Kernkantenradius führt zu hohen Zugbelastungen in der Napfzarge während des Tiefziehens. Es wird angenommen, dass aufgrund dieser ungünstigen Umformhistorie der Rondenwerkstoff bei erneuter Belastung durch das anschließende Verbundfließpressen versagte. Diese Vermutung wird durch die Erkenntnisse aus dem Stand der Technik des Tiefziehens im Erst- und Weiterzug, bezüglich des Einflusses der Prozessparameters Stempelkantenradius und Ziehspalt auf die erreichbare Ziehtiefe, bestärkt. Daher wird in den folgenden Untersuchungen der Prozess des Tiefzieh-Verbundfließpressens mit entsprechender Wahl des Ziehspalts und des Kernkantenradius durchgeführt.

5 Experimentelle und numerische Prozessanalyse

Um den Einfluss der Prozessparameter auf den Erfolg der Bauteilherstellung zu untersuchen, wird eine Parameterstudie experimentell durchgeführt. Zusätzlich zu der experimentellen Prozessanalyse wird ein Simulationsmodell des Prozesses aufgebaut, um Erkenntnisse über die lokalen Spannungs- und Dehnungszustände während der Umformung zu gewinnen.

5.1 Versuchsaufbau und Bauteilherstellung

In diesem Kapitel werden der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung beschrieben. Zuerst werden die verwendete Umformmaschine, die verwendeten Werkzeuge sowie die mechanischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe erläutert, danach wird die Vorbereitung der Halbzeuge und die Bauteilherstellung erörtert. Das Kapitel schließt mit der Beschreibung der hergestellten Bauteile.

5.1.1 Maschine, Werkzeuge und Kennwertermittlung

Maschine

Für die Umsetzung der experimentellen Arbeiten bei Raumtemperatur wurde als Umformmaschine eine für Fließpressoperationen angepasste hydraulische Ziehpresse vom Typ SMG HZPUI 260 mit einer maximalen Kraft von 2600 kN und mit einer Stößelgeschwindigkeit von 6 mm / s ausgewählt (**Bild 5.1**).

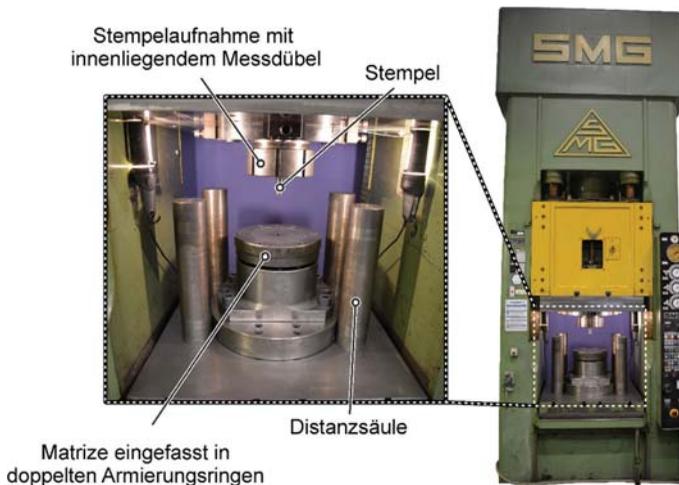


Bild 5.1: Umformmaschine SMG HZPUI 260 und Arbeitsraum mit Werkzeugen zum Fließpressen

Um die im Vergleich zum Tiefziehen hohen Stempelkräfte des Fließpressens realisieren zu können, wurde der Ziehstößel zum konventionellen Tiefziehen mit dem Niederhalter der Presse durch eine Verbindungsplatte gekoppelt. Da die Maschine kraftgesteuert verfährt, erfolgte die Einstellung des maximalen Stempelhubes über vier im Arbeitsraum verteilte Distanzsäulen. Die gewünschte Hublänge wurde über zusätzlich auf den Säulen platzierte Distanzscheiben realisiert. Ein induktiver Wegaufnehmer registriert die Position des Stempels und gibt diese an den Messrechner weiter.

Die Stempelkraft wurde über einen Längsmessdübel der Firma Kistler gemessen. Dieser befindet sich oberhalb des Stempels in der Drückplatte und funktioniert nach dem piezoelektrischen Effekt. Er gibt über einen Ladungsverstärker die Spannungsschwankungen an den Messrechner weiter. Dieser stellt die Stempelkraft über die Stempelposition dar und erstellt somit den Stempelkraftverlauf.

Das Auswerfen des Bauteils nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen erfolgte über eine, durch ein hydraulisches Ziehkissen mit Kraft beaufschlagte, Auswerferstange. Die Auswerferstange überträgt die benötigte Kraft auf den Auswerfer.

Werkzeuge

Die Schnittansicht des verwendeten Tiefziehwerkzeugs ist im **Bild 5.2a** dargestellt. Das Tiefziehwerkzeug basiert auf einer gelochten Grundplatte, die mit einer Aussparung für den Ziehring, Gewindestangen für die Federn und Führungsstifte für den Niederhalter sowie den Zentrierungen der Ronde und des Kerns versehen ist.

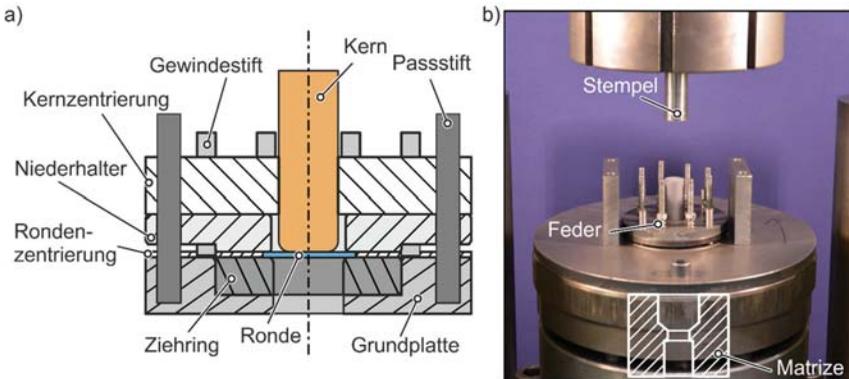


Bild 5.2: a) Aufbau des Niederhalterwerkzeugs b) Gesamtdarstellung der Werkzeuge

Die Kernzentrierung wird durch eine Lochplatte realisiert. Die Rondenzentrierung besteht aus einem mehrfach gelochten Blech (X5CrNi18-10). Der Durchmesser des Kerns und damit der Durchmesser der Kernzentrierung ist kleiner als der Durchmesser des Stempels. Daher muss der Stempel nach dem Tiefziehvorgang hochgefahren werden. Nach Entfernen des Niederhalterwerkzeugs, verfährt der Stempel erneut in Richtung des

Kerns und das Verbundfließpressen beginnt. In der industriellen Umsetzung kann die ununterbrochene Stempelbewegung durch eine verfahrbare Kernzentrierung realisiert werden. Die Niederhalterkraft F_N wird durch acht nicht vorgespannte Federn während des Tiefziehens aufgebracht (**Bild 5.2b**).

Die Aktivkomponenten, Ziehring und Niederhalter, bestehen aus gehärteten Schnellarbeitsstahl HS6-5-2C (62 HRC). Zusätzlich zur Vakuumhärtung werden die Oberflächen mit Titancarbonitrid (TiCN) beschichtet. Die Grundplatte und die Kernzentrierung bestehen aus dem Werkstoff C60. Die verwendeten Matrizen für den Verbundfließpressvorgang bestehen aus X45NiCrMo4, sind ebenfalls auf 62 HRC gehärtet und mit Titan-carbonitrid beschichtet worden.

Kennwertermittlung

Als Kernmaterial des Referenzparametersets der folgenden Untersuchungen wurde die Aluminiumlegierung EN AW-6060 im warm ausgelagerten Zustand T66 verwendet. Als Aluminiumlegierung mit geringerer Festigkeit wurde die Aluminiumlegierung EN AW-1350A im Zustand H14 gewählt. Das dritte untersuchte Kernmaterial war ziehartes Kupfer Cu-ETP. Der austenitische rostfreie Stahl 1.4301 im gewalzten Zustand 2R kam als Rondenmaterial ($t_{R0} = 1/1,5/2$ mm) zur Anwendung. Die Materialkennwerte wurden in Zug- (Dehnrate 0,0047/s, Blechhalbzeug) und Druckversuchen (Dehnrate 1/s, Rundstange) bei Raumtemperatur ermittelt (**Bild 5.3**).

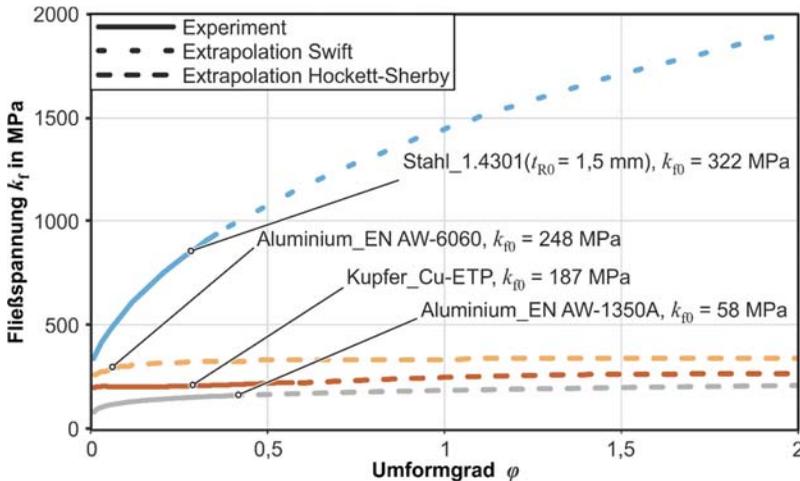


Bild 5.3: Fließkurven Experiment und Extrapolation bei Raumtemperatur

Für die Kernwerkstoffe sind zusätzlich Warmfließkurven bei 200° C ermittelt worden, da von einer Temperatursteigerung aufgrund der Dissipation der Umformenergie in

Wärme auszugehen ist, die die Fließeigenschaften der Kernwerkstoffe maßgeblich beeinflusst. Der Temperatureinfluss auf die Fließeigenschaften des Stahlwerkstoffs wurde als vernachlässigbar angenommen. Die Extrapolation der Fließkurven erfolgte bei den Kernwerkstoffen aus Aluminium und Kupfer nach dem Hockett-Sherby-Ansatz (Hockett und Sherby, 1975), um die sättigende Verfestigung abzubilden. Aufgrund der hohen Verfestigungsneigung des Edelstahl wurde in diesem Fall der Ansatz nach Swift (Swift, 1952) verwendet. Der Stahlwerkstoff mit der Blechdicke $t_{R0} = 1,5$ mm ist zusätzlich hinsichtlich der Tiefziehbarkeit untersucht worden. Das Grenzziehverhältnis im Erstzug beträgt $\beta_{1,max} = 2,2$ und im folgenden Zweitzug $\beta_{2,max} = 1,3$.

Zur Ermittlung der Reibkoeffizienten zwischen den mit Schmierstoff beschichteten Kernwerkstoffen und den TiCN beschichteten Werkzeugoberflächen wurden herkömmliche Ringstauchversuche verwendet (Male et al., 1966). Zur Ermittlung der Reibung zwischen den beschichteten Ronden und den TiCN beschichteten Werkzeugoberflächen kam der modifizierte Ringstauchversuch nach Vierzigmann et al. (2013) zur Anwendung. Die ermittelten Reibkoeffizienten sind Tabelle 5.1 zu entnehmen.

Tabelle 5.1: Ermittelte Reibwerte

Kontaktpartner (Schmierstoff: Beruforge 191)	Reibkoeffizient
Aluminium EN AW-6060 – Werkzeugstahl TiCN beschichtet	$\mu = 0,07$
Kupfer Cu-ETP – Werkzeugstahl TiCN beschichtet	$\mu = 0,10$
Edelstahl 1.4301 – Werkzeugstahl TiCN beschichtet	$\mu = 0,05$

5.1.2 Vorbereitung der Halbzeuge und Bauteilherstellung

Halbzeuge

Die Kernrohlinge wurden von einem Rundstab durch Sägen getrennt. Nachfolgend wurden die Rohlinge auf die geforderten Längen- und Durchmessermaße gedreht (**Bild 5.4**). Der Kernkantenradius ist zusätzlich durch eine Drehoperation gefertigt worden.

Die Ronden wurden mittels Laserschneiden aus der Blechtafel getrennt und entgratet. Nachfolgend musste eine Oberflächenstrukturierung zur Herstellung von Schmieraschen erfolgen, da auf eine Phosphatträgerschicht zur Minimierung der Umweltbelastung verzichtet wurde. Dazu wurden sowohl Ronden als auch der Kerne mit einem mineralischen Schmelzkammergranulat (Durchmesser des Kornes: 0,25 - 1,4 mm, Luftdruck: 6 bar) gestrahlt. In der entstandenen Oberflächenstruktur verbleibt nach dem Sandstrahlen ein Teil des Strahlmittels. Um die Beschichtung der Werkzeuge nicht zu beschädigen, wurden die Ronden und die Kerne in einem Ultraschallbad in Ethanol für ca. 45 Sekunden gereinigt. Als Schmiermittel kam die Beruforge 191 Suspension der Firma Bechem GmbH auf Molybdändisulfidbasis MoS_2 zum Einsatz. Sowohl die Kerne

als auch die Rondens wurden auf 120 °C erhitzt. Die Rondens wurden einseitig mit dem Schmierstoff bestrichen. Die Schmierstoffschicht auf der Kernoberfläche ist durch zweifaches Tauchen der Kerne in die Suspension generiert worden. So entstand eine Schmierstoffschicht mit einem Schichtgewicht auf der Ronde und dem Kern von etwa 17 g/m². Die Kontaktflächen zwischen Kern und Ronde wurden nicht geschmiert, um eine Deckschicht zwischen den beiden Kontaktpartnern zu vermeiden und eine uneingeschränkte Verbundentstehung zu gewährleisten.

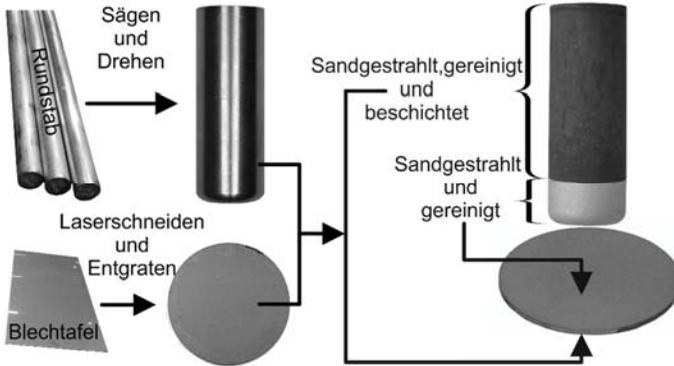


Bild 5.4: Prozesskette der Halbzeugherstellung und Vorbereitung

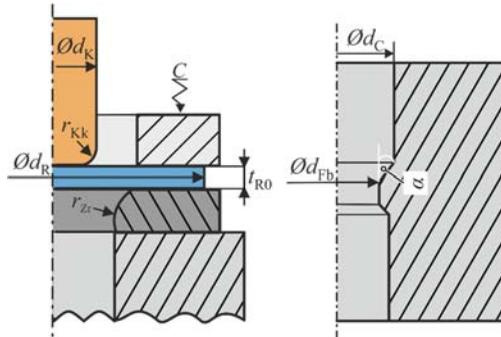
Parametervariation

Der Einfluss der Prozessparameter des Tiefzieh-Verbundfließpressens auf die Machbarkeit und die Bauteileigenschaften wurde in einer systematischen Parameterstudie untersucht (**Tabelle 5.2**). Ausgehend von einem Referenzparameterset (Referenz) sind die Werte der Prozessparameter systematisch erhöht oder verringert worden. Der Radius der Kernkante r_{Kk} , der Radius des Ziehriings r_{Zr} und die kumulierte Federkonstante C der acht Federn, die die Niederhalterkraft F_N definieren, wurden konstant mit $r_{Kk} = r_{Zr} = 4$ mm bzw. $C = 400$ N/mm gewählt.

Das Ziehverhältnis β_1 wurde über den entsprechenden Rondendurchmesser d_R bei gleichbleibender Kerndurchmesser von $d_K = 25,5$ mm eingestellt. Der Aufnehmerdurchmesser der Matrice ist ebenfalls konstant $d_C = 30,2$ mm. Die Variation der Blechdicke bedingte aber eine Anpassung des Kerndurchmessers, um den von der Blechdicke abhängigen Ziehspalt einzuhalten. Zusätzlich zum Kerndurchmesser musste der Durchmesser der Ronde abweichend vom Referenzset gewählt werden, um nicht von dem Ziehverhältnis $\beta_1 = 1,8$ des Referenzsets abzuweichen. Die Variation des Umformgrads der Matrice φ_M wurde durch Änderung des formgebenden Durchmessers am Fließbund der Matrice d_{Fb} realisiert.

Tabelle 5.2: Variation der Prozessparameter des Tiefzieh-Verbundfließpressens

Parameter	(-)	Referenz	(+)
Ziehverhältnis β_1	1,6	1,8	2
(d_R)	(40 mm)	(45 mm)	(50 mm)
Blechdicke t_{R0}	1 mm	1,5 mm	2 mm
(d_K)	(27 mm)	(25,5 mm)	(24 mm)
(d_R)	(48 mm)	(45 mm)	(43 mm)
Umformgrad φ_M	0,5	0,7	1
(d_{Fb})	(23,65 mm)	(21,15 mm)	(18,2 mm)
Schulteröffnungswinkel 2α	30°	60°	90°
Kernmaterial (Fließspannung k_{T0} bei Raumtemperatur)	Aluminium 1350A (58 MPa)	Aluminium 6060 (248 MPa)	Kupfer Cu-ETP (205 MPa)



Um den Einfluss der Fließeigenschaften bzw. des Fließspannungsverhältnisses der Werkstoffpartner auf die Herstellbarkeit und die Eigenschaften der Bauteile zu untersuchen, wurden der Kernwerkstoff des Referenzsets, von der Aluminiumlegierung EN AW-6060 zu der geringer festen Aluminiumlegierung EN AW-1350A und den Kupferwerkstoff Cu-ETP, variiert.

5.1.3 Hergestellte Bauteile

In **Bild 5.5a** wird die Nomenklatur der Bauteilbereiche beschrieben. Ein typisches, durch Tiefzieh-Verbundfließpressen herstellbares Bauteil, hier das Referenzbauteil, besteht aus einem Kopf und einer Schulter aus Aluminium und einem teilweise mit Stahl

ummantelten Schaft aus Aluminium. Generell ist festzuhalten, dass alle Parameterkombinationen bis auf die Variation des Kernmaterials zu Aluminium EN AW-1350A, erfolgreich hergestellt werden konnten (**Bild 5.5b**). Die benötigte maximale Kraft zum Tiefziehen F_{Tz} der Ronde führt zu einer Flächenpressung des Kerns, die die Fließspannung des selbigen übersteigt. Dies wiederum führt zu einem radialen Fließen bzw. Stauchen des Kernwerkstoffs. Daraus folgt, dass die benötigte Tiefziehkraft zum Ziehen der Ronde geringer sein muss als die Kraft, die zum Stauchen des Kerns benötigt wird. Diese Prozessgrenze limitiert die möglichen Werkstoffkombinationen des Tiefzieh-Verbundfließpressens. Ansonsten gelten die aus der Literatur bekannten Grenzen des Tiefziehens.

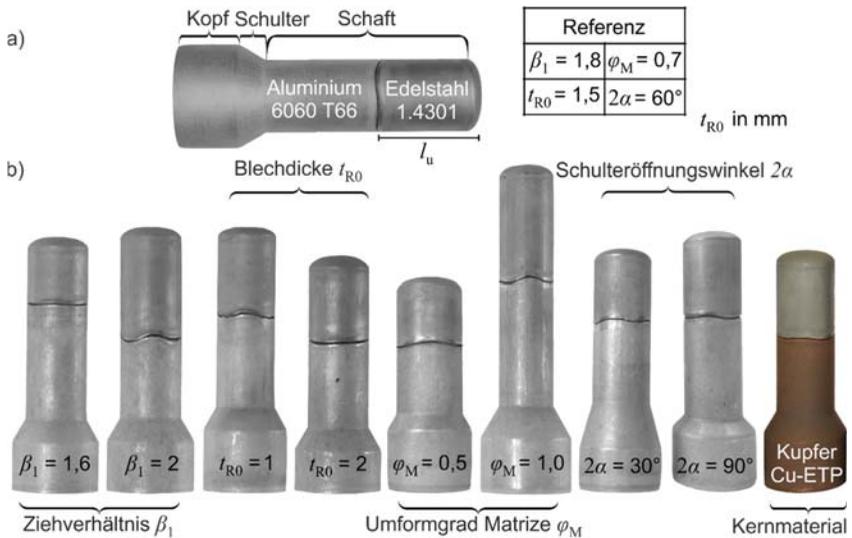


Bild 5.5: a) Bauteilnomenklatur b) Übersicht hergestellter Bauteile

Ummantelte Länge des Schaftes

Wie in Bild 5.5 zu sehen ist, variiert die ummantelte Länge l_u des Schaftes. Sie wird mit dem Schaftdurchmesser in Relation gesetzt und verglichen. Vernachlässigt man die elastische Aufweitung der Matrize während des Verbundfließpressens, entspricht der Durchmesser der Matrize am Fließbund d_{Fb} dem Schaftdurchmesser. Die relative ummantelte Länge w ist wie folgt definiert:

$$w = \frac{l_u}{d_{Fb}} \tag{5.1}$$

Die relative ummantelte Länge wurde an drei Bauteilen jeden Parametersets an je drei

Stellen ermittelt. Das **Bild 5.6** zeigt die gemittelten Werte und die prozentuale Abweichung zum Referenzset. Die größte relative ummantelte Länge lässt sich mit der Erhöhung des Umformgrads von $\varphi_M = 0,7$ auf $\varphi_M = 1,0$ herstellen. Die relative ummantelte Länge des Parametersets $\varphi_M = 1,0$ ist um 64 % größer als die relative ummantelte Länge des Referenzsets $\varphi_M = 0,7$. Abschließend lässt sich zusammenfassen, dass ebenso eine Erhöhung des Ziehverhältnisses und des Schulteröffnungswinkels der Matrize zu einer Erhöhung der relativen ummantelten Länge führt. Die Erhöhung der Blechdicke führt zu einer Verringerung der relativen ummantelten Länge. Bei einer Erhöhung der Blechdicke musste ein geringerer Durchmesser der Ronde gewählt werden, um einen ausreichenden Ziehspalt bei gleichbleibendem Ziehverhältnis zu gewährleisten. Daher ist keine Aussage über die Beeinflussung der Blechdicke auf die ummantelte Länge möglich.

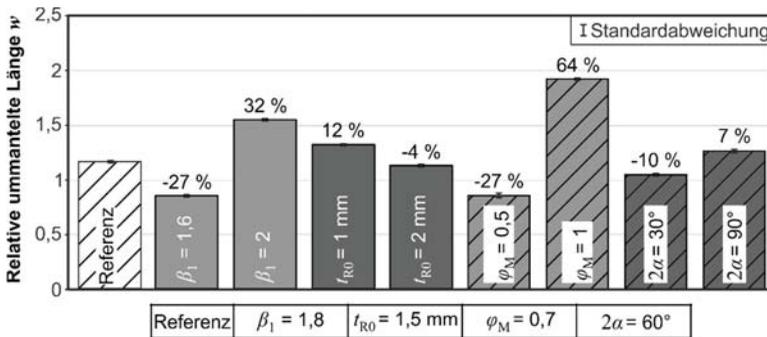


Bild 5.6: Einfluss der Variation verschiedener Prozessparameter auf die relative ummantelte Länge w des Bauteilschaftes

Bauteiltemperatur

Nach dem Auswerfen des Bauteils wurde die Bauteiltemperatur T_B mit einem Digitalthermometer vom Typ GMH 3250 der Firma GREISINGER electronic GmbH gemessen. Die Messstelle befand sich mittig auf dem ummantelten Bereich des Bauteilschaftes an der Position $l_w/2$ (**Bild 5.7**).

Es werden in Bild 5.7 die Mittelwerte aus fünf gemessenen Temperaturen je Parameterset sowie die prozentuale Abweichung zur gemessenen Temperatur des Referenzsets gezeigt. Eine Vergrößerung der Blechdicke sowie eine Vergrößerung des Ziehverhältnisses hat eine Erhöhung des Stahlanteils in der Umformzone zur Folge und vergrößert somit die Umformarbeit. Die größere Umformarbeit resultiert in einer Steigerung der Bauteiltemperatur nach der Umformung im Vergleich zur Bauteiltemperatur der Referenz.

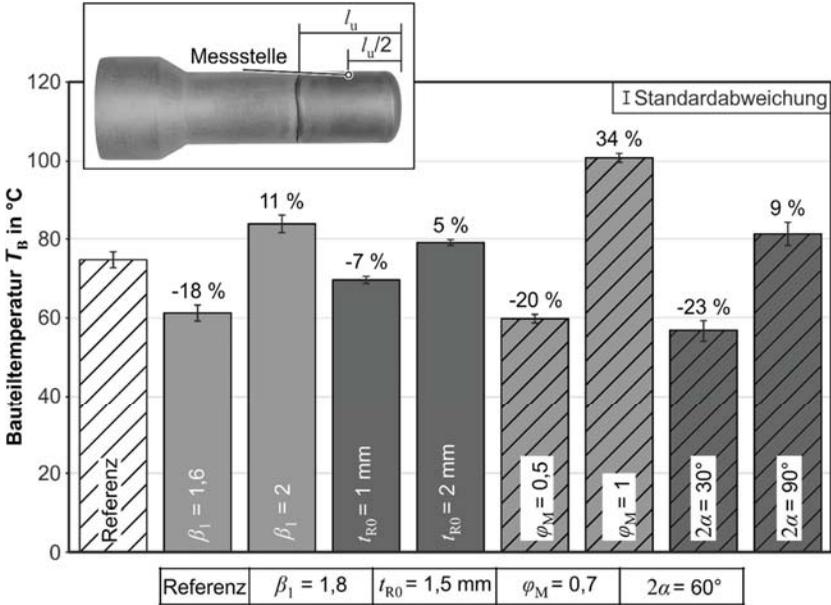


Bild 5.7: Bauteiltemperatur nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen bei Variation verschiedener Prozessparameter

Ebenso führt eine Vergrößerung des Umformgrads der Matrice zu einer Erhöhung der Bauteiltemperatur. Ein größerer Schulteröffnungswinkel bedingt höhere Scheranteile in der Umformzone und vergrößert ebenso die Umformarbeit und erhöht daher die Bauteiltemperatur.

5.2 Ermittlung der Prozessphasen

Um einen tieferen Einblick in den Prozessablauf und die -mechanik des Fertigungsverfahrens zu gewinnen, ist die Kenntnis und Analyse der Prozessphasen unabdingbar. Für die Ermittlung der Prozessphasen wurde der Stempelkraftverlauf des Parametersets Referenz analysiert. An den jeweiligen charakteristischen Stellen, an denen eine Steigungsänderung im Stempelkraftverlauf ermittelt wurde, ist der Prozess gestoppt und das Bauteil ausgeworfen worden. Es konnten, wie im **Bild 5.8** zu sehen, vier Prozessphasen ermittelt werden. Diese werden im Folgenden analysiert.

Phase 1

Der Stempelkraftverlauf der ersten Phase zeigt den charakteristischen Verlauf eines herkömmlichen Tiefziehvorgangs (vgl. **Kapitel 2.2**). Auch bei Änderung des Kernwerkstoffs von der Aluminiumlegierung EN AW-6060 der Referenz zu Kupfer Cu-ETP kann der gleiche charakteristische Verlauf der Stempelkraft in Phase 1 festgestellt werden. Es

wird angenommen, dass der Kern wie ein herkömmlicher Tiefziehstempel agiert und nicht plastisch verformt wird.

Um diese Annahme zu überprüfen, wurden die Konturen der Kerne sowohl aus Aluminium als auch aus Kupfer vor Prozessbeginn mit dem Messsystem ATOS der Firma GOM GmbH optisch erfasst.

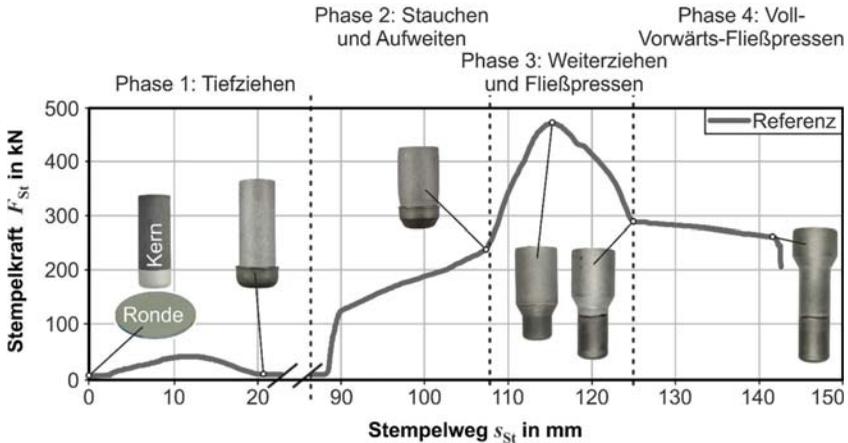


Bild 5.8: Ermittelte Prozessphasen exemplarisch dargestellt anhand des Stempelkraftverlaufs eines Referenzbauteils

Das System ist kalibriert worden und die anschließenden Messergebnisse hatten eine Genauigkeit von $\pm 0,02$ mm. Nach dem Tiefziehen wurden die Kernkonturen erneut optisch erfasst und mit den Kernkonturen vor Prozessbeginn in der GOM Mess- und Auswertesoftware verglichen. Die festgestellten Konturabweichungen werden in **Bild 5.9** exemplarisch für einen Kern aus Aluminium gezeigt. Die Vergleiche aller gemessenen Konturen weisen eine Abweichung von unter $\pm 0,015$ mm auf und liegen somit im Toleranzbereich der Messung ($\pm 0,02$ mm). Die Ergebnisse des Vergleichs der optisch gemessenen Konturen der Kerne vor und nach dem Tiefziehen zeigen keine Änderung der Kerngeometrie und somit auch keine plastische Verformung des Kerns während des Tiefziehens. Somit bestätigen die Ergebnisse die Annahme eines herkömmlichen Tiefziehvorgangs in der ersten Phase.

Die geringe Stempelkraft nach dem Tiefziehen bis zum Beginn der Phase 2 kann durch die Reibung zwischen Stahlnapf und Aufnehmerwand der Matrize erklärt werden. Der Napf federt nach dem Tiefziehen elastisch zurück und kommt in Kontakt mit der Aufnehmerwand der Matrize. Die entstehende Reibkraft zwischen Napf und Aufnehmerwand muss überwunden werden.

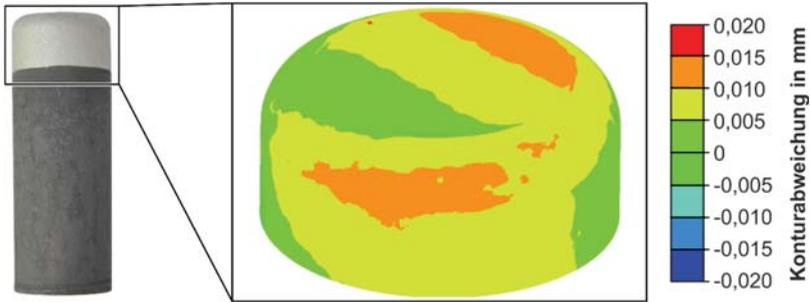


Bild 5.9: Vergleich der Kernkontur vor und nach dem Tiefziehen

Phase 2

Sobald das hybride Halbzeug, bestehend aus einem mit Stahl partiell ummantelten Aluminiumkern, auf die Matrizenschulter trifft, beginnt die zweite Phase. Der Kern wird erst elastisch und dann plastisch gestaucht und weitet den Stahlnapf erst elastisch und dann plastisch auf, bis Kern und Stahlnapf die Matrizenwand berühren.

Phase 3

In Phase 3 findet das Verbundfließpressen statt. Die Blechdicke des Napfes steigt von der Kontaktzone Ronde-Kernkantenradius des Napfes bis zum Napfrand prozessbedingt durch das Tiefziehen bekanntlich an (vgl. **Kapitel 2.2**). Ebenso steigt die Stempelkraft bis zu ihrem Maximum an, wenn der aufgedickte Rand des Napfes und somit das größte Stahl/Aluminium-Verhältnis in die Matrizenschulter einfließt. Der aufgedickte Napfrand verlässt die Matrizenschulter und den Fließbund. Der Anteil des im Vergleich zum Rondenwerkstoffs weniger festen Kernwerkstoffs nimmt kontinuierlich in der Umformzone zu und die Stempelkraft sinkt. Die Phase 3 kann auch als Tiefziehen im Weiterzug der Ronde durch den Kern und Fließpressen des Kerns definiert werden. Somit ist das Tiefzieh-Verbundfließpressen das erste umformende Fügeverfahren, das eine Multimaterialkomponente durch Verwendung eines Massiv- und eines Blechhalbzeuges in zwei simultan stattfindenden Blech- und Massivumformverfahren herstellt.

Phase 4

In der Phase 4 befindet sich alleinig Aluminium in der Umformzone. Diese Phase ist daher als herkömmliches Voll-Vorwärts-Fließpressen zu definieren. Die Stempelkraft nimmt ab aufgrund der sinkenden Kontakt- und somit Reibfläche zwischen dem Kernwerkstoff und der Aufnehmerwand in der Matrice.

5.3 Aufbau und Validierung des Simulationsmodells

Zur tiefgehenden Analyse der vorherrschenden Spannungen und Dehnungen während des Tiefzieh-Verbundfließpressens wurde ein numerisches Modell des Prozesses in der

kommerziellen Software Simufact Forming V.15 (Implizit, Kontaktalgorithmus: Penalty) erstellt (**Bild 5.10**). Aufgrund der Geometrie der Halb- und Versuchswerkzeuge ist ein axialsymmetrisches Modell aufgebaut worden.

Das anisotrope Materialverhalten des Rondenerkerns wurde nicht betrachtet. Sowohl der Stempel als auch der Niederhalter wurden als Starkkörper definiert. Um die Aufweitung und Rückfederung der Matrize während des Tiefzieh-Verbundfließpressens zu beschreiben ist diese elastisch modelliert worden. Das Materialverhalten der Ronde und des Kerns ist elastisch-plastisch. Aufgrund der geringen gemessenen Bauteilerwärmung der Edelstahlronde auf maximal $105\text{ }^{\circ}\text{C}$ (vgl. **Kap. 5.1.3**) wird von keiner signifikanten temperaturbedingten Beeinflussung der Fließeigenschaften der Edelstahlronde ausgegangen.

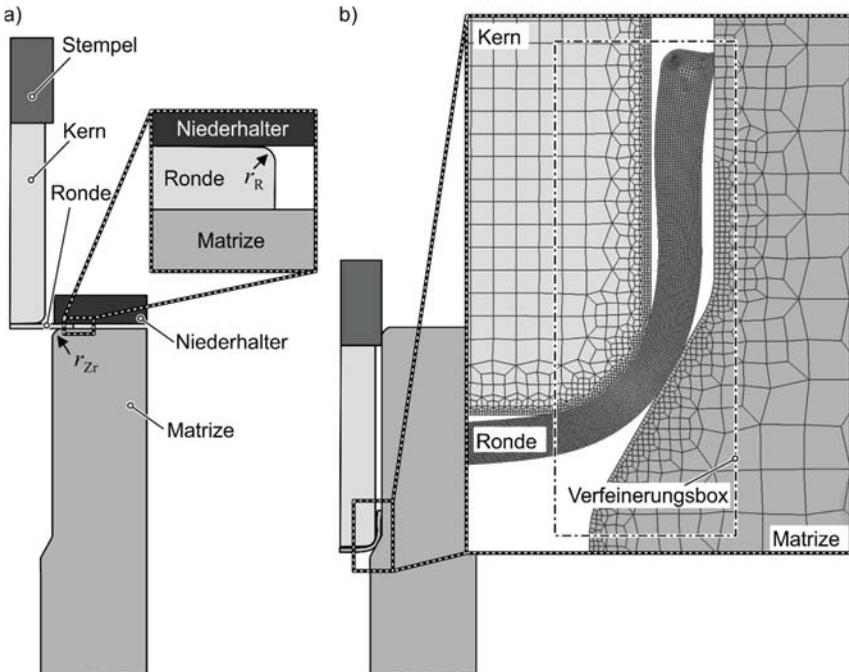


Bild 5.10: Simulationsmodell a) Anpassung der Rondengeometrie und b) Vernetzung

Die Simulation wurde ansonsten thermo-mechanisch gekoppelt realisiert. Die Werte der Parameter zur Beschreibung der Dissipation und des Wärmeübergangs zwischen den Halbzeugen, Werkzeugen und der Umgebung sind der Simufact Datenbank entnommen worden. Die Reibung zwischen Kern und Ronde wurde mit Coulomb'scher Reibung

durch einen Reibkoeffizienten $\mu = 0,1$ beschrieben. Die experimentell ermittelten Reibkoeffizienten zwischen Kern und Werkzeugen $\mu = 0,07$ sowie Ronde und Werkzeugen $\mu = 0,05$ fanden in der Simulation ebenfalls mit Verwendung Coulomb'scher Reibung Anwendung. Zur Beschreibung der Verfestigung wurden die experimentell ermittelten Fließkurven und Extrapolationen genutzt (vgl. **Kap 5.1.1**). Es kam zu Kontaktproblemen zwischen dem Niederhalter und der Ronde während der Simulation des Tiefziehens, da teilweise nur ein Knoten in Kontakt mit dem Niederhalter war. Dieser Ein-Knoten-Kontakt führte zu unrealistisch hohen Spannungen, die im Weiteren zur Verletzung des Konvergenzkriteriums (Konvergenzschranken: 10^{-6} - 10^{-8}) führte. Um diese Kontaktprobleme während der numerischen Abbildung des Tiefziehvorgangs zu beheben, wurde die Rondengeometrie mit einem Radius $r_R = 0,5$ mm versehen (**Bild 5.10a**). Somit waren in jedem Inkrement mehrere Knoten in Kontakt mit dem Niederhalter.

Des Weiteren ist der Ziehring in die Matrize integriert worden, um die Anzahl der verwendeten Komponenten und somit die Anzahl Kontaktpartner gering zu halten. Die Matrize wurde mit dem Ziehringradius r_{Zr} versehen. Das **Bild 5.10b** zeigt die ortsgebundene Verfeinerungsbox der Vernetzung, um eine höhere Diskretisierung in der Umformzone zu realisieren. Es wurden lineare 4-Knoten-Elemente genutzt, sowie die automatische Inkrementweitenbestimmung verwendet (Durchschnittlich 0,012 mm Stempelweg/ Inkrement, CPU-Zeit gesamt: 12785 s).

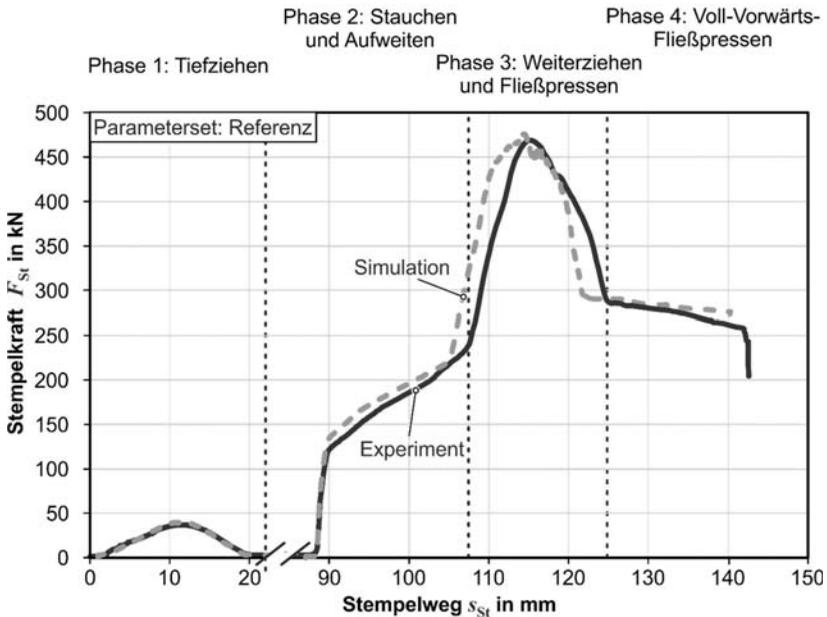


Bild 5.11: Validierung der Simulation durch den Vergleich der Stempelkraftverläufe

In **Bild 5.11** ist der zur Modellvalidierung genutzte Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkraftverläufe des Referenzparametersets dargestellt. Die Stempelkräfte zeigen in der Tiefziehphase eine gute qualitative Übereinstimmung. Die numerisch bestimmte maximale Stempelkraft des Tiefziehens überschätzt die experimentell ermittelte Stempelkraft um 8 %. Die Abweichungen im qualitativen Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Stempelkraftverläufe der Phasen zwei bis vier sind einerseits auf Fertigungsungenauigkeiten der Halbzeuge und andererseits auf die Messtoleranz der Stempelwegmessung im Experiment zurückzuführen. Die Abweichung der maximalen Stempelkraft zwischen Experiment und Simulation beträgt 10 %.

5.4 Ermittlung der Prozessgrenzen

Im Kapitel 5.1.3 konnte der Prozessfehler „Aufstauchen des Kerns“ während des Tiefziehens bei Verwendung der weichen Aluminiumlegierung EN AW-1350A festgestellt werden. In weiteren Versuchen, die über die beschriebene Parametervariation in Kapitel 5.1.2 hinausgingen, konnten drei weitere Prozessfehler identifiziert werden. In diesem Kapitel werden diese Prozessfehler analysiert. Anschließend wird ein Prozessfenster aufgestellt und dessen Grenzen mit dem mit dem herkömmlichen Tiefziehen im Weiterzug verglichen.

5.4.1 Analyse der Prozessfehler

In Versuchen wurde der Schulteröffnungswinkel und der Umformgrad der Matrize bei ansonsten gleichbleibenden Prozessparametern variiert (Tabelle 5.2, Referenz). Es konnten die drei Prozessfehler „Riss der Ronde“, „Unzureichende Ausformung des Bauteilkopfs“ und die Entstehung eines „Spalts“ zwischen Kern und Ronde am Bauteilschaft festgestellt werden.

Rissbildung

Es kann ein Werkstoffversagen des Edelstahls während der Umformung in der Fließpressmatrize in Form einer Rissbildung in Umfangsrichtung der umhüllenden Ronde am Bauteilschaft beobachtet werden (**Bild 5.12**). Die Napfzarge wird während des Verbundfließpressens entweder durch den innenliegenden Kernwerkstoff gezogen oder durch den Kernwerkstoff, der mit dem Napfrand in Kontakt ist, durch die Matrize gedrückt. Die Untersuchung, ob der Drück- oder Ziehvorgang den Weiterzug des Napfes in der Matrize dominiert und welcher Lastpfad daraus resultiert, wird numerisch untersucht (**Bild 5.13**). Es wird ein Partikel auf mittlerer Höhe und Blechdicke auf der Napfzarge positioniert. Dieser Partikel bewegt sich entsprechend der Umformung. Die Axial-, Tangential- und Radialspannungen werden in einem Partikel während des Verbundfließpressprozesses (Referenzparameter) erfasst und über den Weg des Stempels bzw. des Auswerfers aufgetragen.



Bild 5.12: Fehlerhaftes Bauteil mit Rissbildung am Bauteilschaft

Das aus dem Tiefziehvorgang resultierende Hybridhalbzeug, ein partiell durch einen Stahlnapf ummantelter Kern aus Aluminium, kommt in Kontakt mit der formgebenden Schulter der Matrize. Dies führt zu einem dreiaxigen Druckspannungszustand in der Napfzarge ①. Der folgende volatile Druckspannungsverlauf während der vollständigen Füllung der Matrizeschulter mit Werkstoff ist begründet durch Relativbewegungen zwischen Kern- und Napf sowie Napf und Matrizeschulter. Einerseits staucht der nicht umhüllte Kernwerkstoff bis zum Durchmesser des Matrizenaufnehmers auf und drückt den Napf über den Napfrand tiefer in die Matrizeschulter. Andererseits kommt der Napfboden in Kontakt mit dem Kernwerkstoff, der die Napfzarge gleichzeitig durch die Matrizeschulter zieht.

Verlässt der Partikel bzw. der betrachtete Bereich der Napfzarge die Matrizeschulter über den Übergangsradius und befindet sich in dem Fließbund, erfährt dieser einen biaxialen Zugspannungszustand ②. Der in der Matrizeschulter befindliche Napfteil wird reibungsbedingt gebremst. Gleichzeitig eilt der mittig in der Umformzone befindliche Kernwerkstoff vor und bringt eine axiale Druckspannung am Napfboden auf, die eine axiale Zugspannung in der Napfzarge am Fließbund generiert. Simultan wird der voreilende Kernwerkstoff im Bereich des Fließbunds gestaucht.

Dies führt zu einer geringen radialen Druckspannung und einer tangentialen Zugspannung in der Napfzarge am Fließbund. Die Triaxialität $\eta = 0,51$ und der Lodewinkel $= 0^\circ$ zeigen an, dass zu diesem Zeitpunkt ein ebener Dehnungszustand und ein biaxialer Zugspannungszustand vorherrscht (Bai und Wierzbicki, 2008). Ebene Dehnung unter Zugspannung führt zu einer geringen Umformbarkeit, da der Werkstoff zum frühen Einschnüren neigt (Marciniak et al., 2002). Übersteigt dieser biaxiale Zugspannungszustand

die Festigkeit des Ronden- bzw. Napfwerkstoffs, kommt es zum Werkstoffversagen und somit zum Reißen der Ronde in Umfangsrichtung.

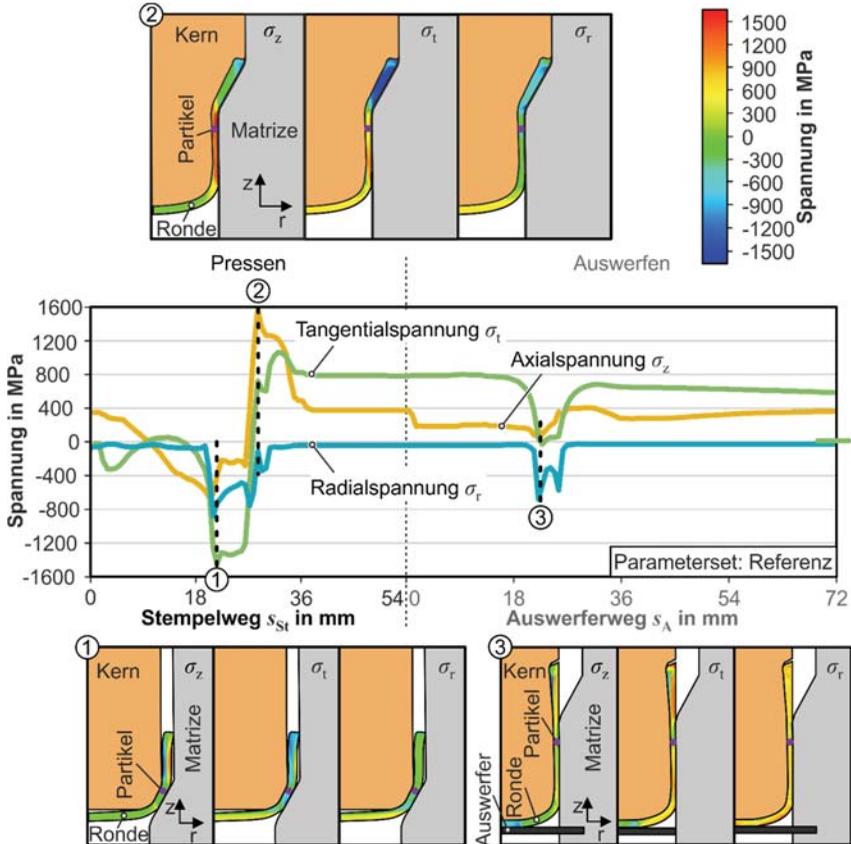


Bild 5.13: Numerisch ermittelter Lastpfad der Rondenzarge durch Partikelverfolgung während der Prozessphasen zwei bis vier mit anschließendem Auswerfen des Bauteils (Referenzparameterset)¹

¹ Beschreibung des Lastpfads ist angelehnt an die Ergebnisse der Masterarbeit von J. Olde: *Numerische und analytische Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens*, Technische Universität Dortmund, 2015, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

Hat der Napfrand die Matrizenschulter verlassen, ist der Eigenspannungszustand des betrachteten Bereichs Napfzarge nach dem Verbundfließpressen in Form des stationären Spannungsverlaufs zu erkennen. Kommt der Auswerfer in Kontakt mit der Stirnseite des Bauteilschafts, wandeln sich die Eigen- zu Lastspannungen. Dieser Wandel ist am deutlichsten in einer Reduzierung der axialen Zugspannungen zu erkennen.

Die Matrize weitet sich elastisch während des Verbundfließpressens auf. Während des Auswerfens federt diese zurück und verjüngt den formgebenden Durchbruch am Fließbund und somit auch den Bauteilschaft. Passiert der betrachtete Bereich der Napfzarge den Fließbund ③, zeigt sich dies in einem Wechsel der tangentialen Zugspannung zu Druckspannung. Die radiale Druckspannung wird ebenfalls erhöht. Nach dem Auswerfen verbleibt eine tangentiale und axiale Eigenspannung im Zugbereich und eine radiale Druckeigenspannung.

Es ist festzuhalten, dass innerhalb der Matrizenschulter die Druckumformung die Formgebung des Napfes während des Weiterzugs dominiert. Verlässt der Napf den Bereich der Schulter der Matrize, herrscht eine zugspannungsbasierte Umformung vor.

Unzureichende Ausformung des Bauteilkopfs

Bei der Verwendung der Fließpressmatrizen mit dem Umformgrad $\varphi_M = 0,5$ bzw. $\varphi_M = 0,3$ und einem Schulteröffnungswinkel $2\alpha = 30$ bzw. $2\alpha = 60^\circ$ konnte eine unzureichende Umformung des Bauteilkopfes festgestellt werden (**Bild 5.14a**).

Um die Entstehung dieses Fehlers zu erklären, wird im Folgenden ein Prozess betrachtet, bei dem nur der Durchmesser des Kerns $d_K = 25,5$ mm auf den Fließbunddurchmesser d_{Fb} der Matrize abzüglich der doppelten Ausgangsblechdicke $t_{R0} = 1,5$ mm reduziert wird. Es ergibt sich der Umformgrad φ_{Dr} , den der Kern durch die Durchmesserreduzierung im Prozess erfährt.

$$\varphi_{Dr} = \ln \left(\frac{d_K^2}{(d_{Fb} - 2 \cdot t_{R0})^2} \right). \quad (5.2)$$

In **Tab. 5.3** sind die Umformgrade φ_{Dr} des Kerns unter Anwendung der Matrizen mit dem Umformgrad $\varphi_M = 0,3$ bis $\varphi_M = 1,0$ gezeigt. Erst ab Verwendung einer Matrize mit dem Umformgrad $\varphi_M = 0,5$ überschreitet der Umformgrad φ_{Dr} die im Stand der Technik definierte Grenze zwischen Verjüngen und Fließpressen von $\varphi_M = 0,3$. Unter Anwendung einer Matrize $\varphi_M = 0,5$ mit einem geringen Schulteröffnungswinkels $2\alpha = 30^\circ$ kam es dennoch zur unzureichenden Ausformung des Bauteilkopfs, da die zu überwindenden Scherkraftanteile, aufgrund des geringen Schulteröffnungswinkels, zu gering sind.

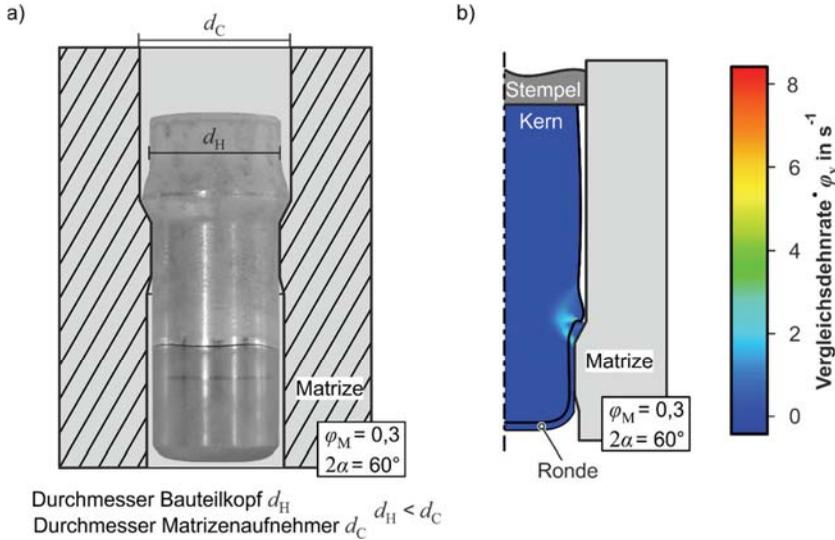


Bild 5.14: a) Exemplarische Abbildung des Prozessfehlers der unzureichenden Ausformung des Bauteilkopfes und b) Vergleichsdehnrate zum Zeitpunkt des Stempelkraftmaximums

Die numerische Analyse der Verteilung der Vergleichsdehnrate zeigt, dass die benötigte Kraft zum Weiterziehen des Napfes in Summe mit der benötigten Kraft zum Verjüngen des Kerns geringer ist als die benötigte Kraft, um den nicht vom Napf umgebenden Kernwerkstoff bis zur Aufnehmerwand der Matrize zu stauchen. Dies resultiert in dem Fehlerbild des nicht ausgeformten Bauteilkopfes (**Bild 5.14b**).

Tabelle 5.3: Umformgrad der Durchmesserreduzierung des Kerns φ_{Dr} bei verwendetem Umformgrad der Matrize φ_M und Blechdicke $t_{R0} = 1,5$ mm

Matrize		Umformgrad der Durchmesserreduzierung des Kerns φ_{Dr}
Umformgrad Matrize φ_M	Durchmesser Fließbund d_{Fb} in mm	
0,3	25,8	0,2
0,5	23,65	0,4
0,7	21,15	0,7
1,0	18,2	1

Spalt

An allen gefertigten Bauteilen befindet sich am Bauteilschaft ein Spalt zwischen dem Napfrand und dem Kernwerkstoff. Der Spalt wurde mit Hilfe der bildgebenden Lichtmikroskopie erfasst und gemessen. Die Größe des Spalts ist an je drei Stellen an je drei Bauteilen je Parametervariation gemessen und gemittelt worden (**Bild 5.15**).

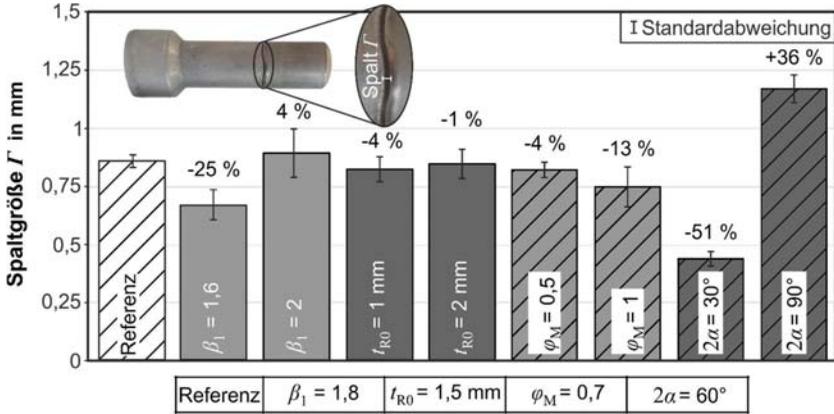


Bild 5.15: Einfluss der Variation verschiedener Prozessparameter auf die Spaltgröße Γ

Die Messergebnisse der Spaltgröße Γ zeigen, dass der Prozessparameter Schulteröffnungswinkel 2α die Größe des Spalts Γ maßgeblich beeinflusst (**Bild 5.16a**). Zur Analyse der Fehlerentstehung wurde die Materialflussgeschwindigkeit in axialer Richtung während des Tiefzieh-Verbundfließpressens numerisch ausgewertet (**Bild 5.16b**). Die Analyse der Werkstoffflussgeschwindigkeit in axialer Richtung zeigt, dass der Napf bzw. die Ronde beim Verlassen der Fließpressschulter durch den voreilenden Kernwerkstoff, der sich im Napf befindet, unmittelbar auf die Geschwindigkeit des im Napf befindlichen Kernwerkstoffs beschleunigt wird. Der Kernwerkstoff im Randbereich der Fließpressschulter, der sich hinter dem Napfrand in der Fließpressschulter befindet, wird aufgrund der Reibung zwischen Kernwerkstoff und Matrzenschulter gebremst. Der Spalt ist umso größer, je größer der Geschwindigkeitsgradient des Werkstoffflusses zwischen Randbereich und Mitte der Matrize innerhalb der Umformzone ist und wird daher maßgeblich vom Schulteröffnungswinkel beeinflusst. Der Werkstoff kann mittig der Fließpressschulter ungehindert fließen. Die Scherung des Werkstoffs im Randbereich an der Matrzenschulter wird durch die Wahl eines größeren Schulteröffnungswinkels erhöht. Dies führt zu einer Verringerung der Werkstoffflussgeschwindigkeit in diesem Bereich. Zusätzlich vergrößert sich aufgrund der höheren benötigten Umformkräfte der Normaldruck innerhalb der Matrize. Dies führt zu Erhöhung der zu überwindenden Reibkräfte und bremst zusätzlich den Werkstofffluss im Randbereich.

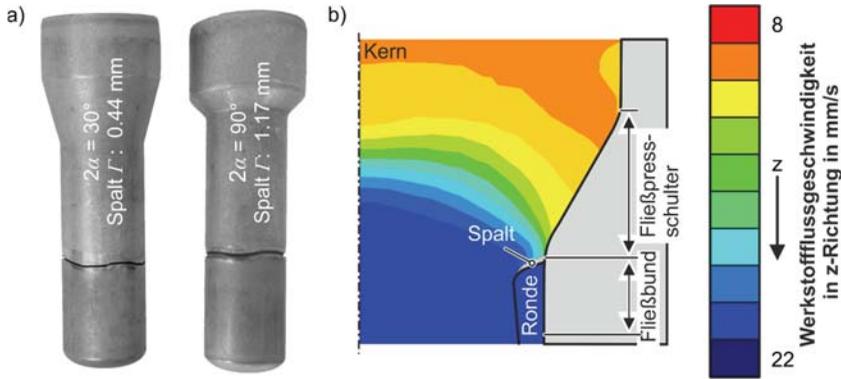


Bild 5.16: a) Einfluss des Schulteröffnungswinkels 2α auf die Spaltgröße Γ b) Numerische Analyse der Materialflussgeschwindigkeit in axialer Richtung

Sowohl durchgeführte Salzsprühtests als auch Kondenswassertests ergaben, dass sich beginnend vom Spalt des Bauteils eine Spaltkorrosion an der Oberfläche des Aluminiumkerns bildet (durchgeführt von der Firma Chemetall GmbH, Herr Dr. Hollmann). Die Spaltenstehung muss je nach Einsatzbedingung des Bauteils näher betrachtet werden.

5.4.2 Prozessfenster

Basierend auf den drei Prozessfehlern „Riss der Ronde“, „Spaltenstehung“ zwischen Napfrand und Kernwerkstoff am Bauteilschaft und „unzureichend ausgeformter Bauteilkopf“, wird ein Prozessfenster bezüglich der Parameter Schulteröffnungswinkel 2α und Umformgrad der Matrize φ_M erstellt. Das auf experimentellen Ergebnissen basierende Prozessfenster, gezeigt in **Bild 5.17**, gilt für die Werkstoffpaarung Kern: Aluminium EN AW-6060 und Ronde: Edelstahl 1.4301. Da die zulässige Spaltgröße vom Einsatzfall des Bauteils abhängt, wird die Prozessgrenze für die Spaltgröße mit $\Gamma = 2/3 \cdot t_{R0}$ definiert. Diese ist als weiche Prozessgrenze anzusehen. Für den im Prozessfenster gültigen Parameterbereich ergibt sich eine maximal zulässige Spaltgröße $\Gamma = 2/3 \cdot 1,5 \text{ mm} = 1 \text{ mm}$.

Die Spaltgröße erhöht sich mit zunehmenden Schulteröffnungswinkel. Unter Anwendung eines großen Umformgrads der Matrize in Kombination mit einem großen Schulteröffnungswinkel steigt die Rissgefahr der Ronde. Im Gegensatz dazu steigt die Wahrscheinlichkeit eines unzureichend ausgeformten Bauteilkopfes bei Anwendung niedriger Umformgrade und Schulteröffnungswinkel.

Das Prozessfenster zeigt das erreichte Relative Weiterzugverhältnis, das das erreichte Ziehverhältnis im Weiterzug β_2 durch Tiefzieh-Verbundfließpressen in Verhältnis mit dem maximalen Ziehverhältnis im konventionellen Weiterzug $\beta_{2,\max}$ setzt. Das experimentell ermittelte maximale Ziehverhältnis im konventionellen Weiterzug $\beta_{2,\max}$ des

Rondenwerkstoffs 1.4301 ($\beta_1 = 1,8$; $t_{R0} = 1,5$ mm; Ziehringwinkel $2\alpha_{Tz} = 60^\circ$) beträgt $\beta_{2,max} = 1,4$.

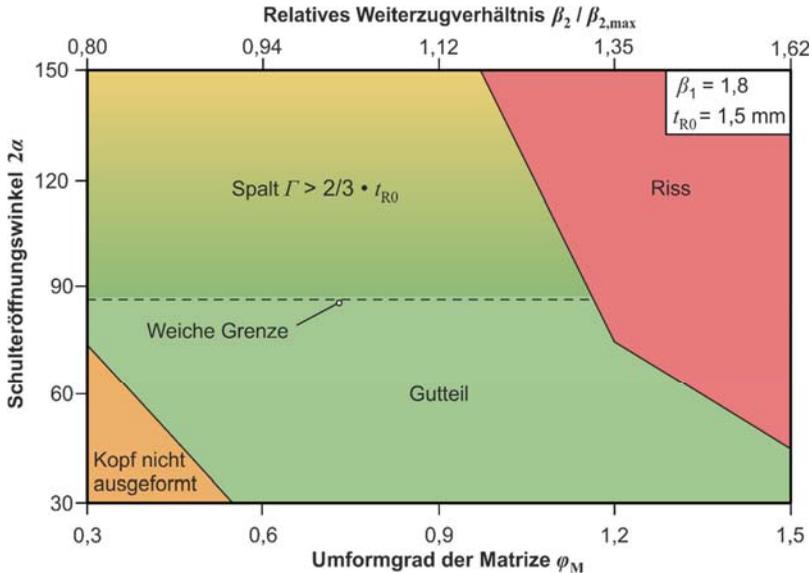


Bild 5.17: Prozessfenster des Tiefzieh-Verbundfließpressens (Kern: EN AW-6060, Ronde: 1.4301)

Im Folgenden wird erläutert, unter welchen Annahmen der Umformgrad der Matrize φ_M in das Ziehverhältnis des konventionellen Weiterzugs β_2 umgerechnet werden kann (**Bild 5.18**). Das Ziehverhältnis des Weiterzugs des konventionellen Tiefziehens ergibt sich aus dem Verhältnis des Stempeldurchmessers des Erstzugs $d_{St,1}$ und des Weiterzugs $d_{St,2}$:

$$\beta_2 = \frac{d_{St,1}}{d_{St,2}} \quad (5.3)$$

Der Stempeldurchmesser des Weiterzugs während des Tiefzieh-Verbundfließpressens lässt sich unter der Annahme, dass keine Änderung der Blechdicke während des Tiefziehens und des Weiterziehens auftritt, wie folgt berechnen:

$$d_{St,2} = d_{FB} - 2 \cdot t_{R0} \quad (5.4)$$

Der Fließbündendurchmesser d_{fb} kann in Abhängigkeit des Umformgrads der Matrize φ_M dargestellt werden:

$$\varphi_M = \frac{d_C^2}{d_{fb}^2} \quad (5.5)$$

$$d_{fb} = \frac{d_C}{\sqrt{e^{\varphi_M}}} \quad (5.6)$$

Das Einsetzen der Gl. (5.6) in die Gl. (5.4) führt zu einer Beschreibung des Stempeldurchmessers des Weiterzugs $d_{st,2}$ in Abhängigkeit des Umformgrads der Matrize φ_M :

$$d_{st,2} = \frac{d_C}{\sqrt{e^{\varphi_M}}} - 2 \cdot t_{R0} \quad (5.7)$$

Setzt man den Stempeldurchmesser des Erstzugs $d_{st,1}$ gleich dem Kerndurchmesser d_K in der Gl. (5.3), ergibt sich aus dem zusätzlichen Einsetzen der Gl. (5.7) in Gl. (5.3) eine von Umformgrad der Matrize φ_M abhängige Berechnung des Ziehverhältnisses des Weiterzugs β_2 :

$$\beta_2 = \frac{d_K}{\frac{d_C}{\sqrt{e^{\varphi_M}}} - 2 \cdot t_{R0}} \quad (5.8)$$

Das relative Weiterzugverhältnis $\beta_2 / \beta_{2,max}$ in Bild 5.17 zeigt, dass unter Anwendung des Tiefzieh-Verbundfließpressens (Umformgrad der Matrize $\varphi_M = 1,2$; Schulteröffnungswinkel $2\alpha = 60^\circ$) das maximal erreichbare Tiefziehverhältnis im konventionellen Weiterzug um 35 % erweitert werden konnte. Diese Erweiterung des maximalen Verhältnisses des Weiterzugs ist auf die druckbeaufschlagte Napfzarge während des Weiterzugs zurückzuführen. Der Napf wird im Weiterzug nicht nur durch Kernwerkstoff im Inneren gezogen, sondern zusätzlich simultan durch den Kernwerkstoff am Napfrand durch die formgebende Matrize gedrückt. Dies führt zu einer Reduktion der axialen Zugspannungen in der Napfzarge im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen im Weiterzug. Durch diese Spannungsüberlagerung wird das Umformvermögen des Werkstoffs vergrößert.

5.5 Fazit zur Prozessanalyse

Die Analyse der vorangegangenen experimentellen Untersuchungen von Hänisch et al. (2013) zeigte, dass weder ein Kernkantenradius, der dem Stempelkantenradius beim

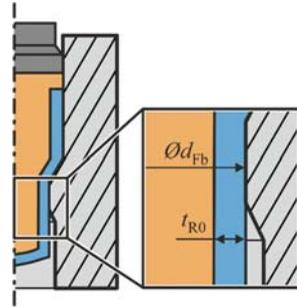


Bild 5.18: Berechnung des Stempeldurchmessers im Weiterzug

herkömmlichen Tiefziehen gleichzusetzten ist, noch ein Ziehspalt, der die Erhöhung der Blechdicke am Napfrand während des Tiefziehens kompensiert, in den experimentellen Arbeiten berücksichtigt wurde. Im Rahmen dieser Arbeit konnten erstmals Gutteile durch Tiefzieh-Verbundfließpressen unter Anwendung eines Kernkantenradius und Ziehspalts hergestellt werden.

Durch unterbrochene Versuche mit Auswerfen der umgeformten Halbzeuge konnten anhand des Stempelkraftverlaufs und der Geometrie der Halbzeuge die vier Prozessphasen Tiefziehen der Ronde zu einem Napf (Phase 1), Stauchen des Kerns und Aufweiten des Napfes (Phase 2), Weiterziehen des Napfes und simultanes Fließpressen des Kerns (Phase 3) sowie Voll-Vorwärtsfließpressen des Kernwerkstoffs (Phase 4) ermittelt werden.

Auf Grundlage der experimentellen Versuchsreihen konnte ein umfangreiches Prozessfenster aufgestellt werden. Es sind vier mögliche Prozessfehler festgestellt worden: Beim Tiefziehvorgang darf die Kraft zum Stauchen des Kernmaterials nicht kleiner oder gleich der benötigten Kraft zum Tiefziehen der Ronde sein. Des Weiteren sind die Prozessfehler, „Riss der Ronde“, „Spalt“ zwischen Ronde und Kern und „unvollständiges Ausformen des Bauteilkopfes“ beobachtet worden. Mit Hilfe numerischer Analysen konnten die auftretenden Spannungen und Dehnungen während des Prozesses und die Fehlerentstehung analysiert werden. Durch gezielte Wahl der Prozessparameter können die Prozessfehler zuverlässig unterbunden werden.

Zusätzlich ergaben die Untersuchungen, dass bei Anwendung des Tiefzieh-Verbundfließpressens größere Ziehverhältnisse im Weiterzug im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen im Weiterzug realisierbar sind. Der Napf wird durch den Kernwerkstoff im Inneren gezogen und gleichzeitig durch den außenliegenden Kernwerkstoff am Napfrand durch die Matrize gedrückt. Es handelt sich daher um ein Weiterziehen des Napfes mit druckbeaufschlagter Restzarge.

Abschließend ist festzuhalten, dass das Tiefziehverbundfließpressen das erste Umformverfahren ist, das sowohl ein Blech- als auch ein Massivhalbzeug durch zwei simultan stattfindende Blech- und Massivumformverfahren füt und gleichzeitig auch die Bauteilgeometrie definiert.

6 Analytische Beschreibung der Prozessphasen

Die Prozessauslegung hinsichtlich der Werkzeugkonstruktion und der zu verwendenden Werkzeugwerkstoffe und Beschichtungssysteme findet vornehmlich nach der Höhe der zu erwartenden Belastung selbiger statt. Die zu erwartenden Belastungen lassen sich aus der zu erwartenden Prozesskraft und deren Verlauf während der Bauteilherstellung ableiten. Ebenso ist die Auswahl der Umformmaschine durch den Faktor der zu erwartenden benötigten maximalen Prozesskraft bestimmt. Dieses Kapitel stellt die Modellbildung zur Berechnung der Stempelkraft, Modellvalidierung und -analyse sowie die daraus folgende Modelloptimierung vor.

6.1 Modellbildung

Die erste Phase des Stempelkraftverlaufs ist, wie in Kap. 5.2 erläutert, ein konventioneller Tiefziehprozess und kann mit den bekannten Berechnungsansätzen aus dem Stand der Technik **Kap. 2.2** berechnet werden. Die Abbildung der Phasen zwei bis vier erfolgte über die Berechnung der Stempelkraft- und Stempelwegwerte der Punkte P_1 bis P_5 . Das **Bild 6.1** zeigt die Punkte P_1 bis P_5 , die aufgrund der signifikant geänderten Steigung des Stempelkraftverlaufs ausgewählt worden sind.

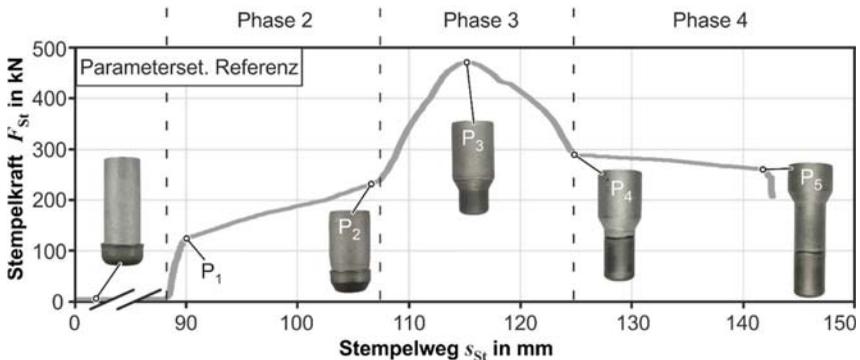


Bild 6.1: Auswahl der zu berechnenden Punkte im Stempelkraftverlauf

Die im folgenden verwendeten Kraftberechnungen der Umformvorgänge erfolgen nach den Annahmen und der Verwendung des Scheibenmodells nach Siebel und Pomp (1928). Die Zusammenfassung weiterer Arbeiten in Bezug auf die Anwendung des Scheibenmodells aufs Fließpressen erfolgte in Lange (1988) und wird in dieser Arbeit maßgeblich verwendet. Die Herleitung des Modells wird nicht weiter erläutert und kann der genannten Literatur aus dem Stand der Technik **Kap. 2.1** entnommen werden. Die Berechnungen des Stempelwegs in den jeweiligen Punkten werden mit Hilfe der Volumenkonstanz durchgeführt und werden nicht im Detail erläutert.

$$\varphi_{1,K} = \ln \left(\frac{h_{2,K}}{h_{1,K}} \right). \quad (6.5)$$

Die Stempelkraft der plastischen Stauchung eines Zylinder besteht nach Siebel (1932) aus dem Anteil der Kraft zur Durchführung der ideellen Umformung $F_{1,P2}$ und zur Überwindung der Reibung $F_{R,P2}$. Die benötigte Stempelkraft F_{P2} zur plastischen Stauchung des nicht von der Ronde ummantelten Kernanteils ergibt sich zu:

$$F_{P2} = \frac{\pi \cdot k_{f1,K} \cdot (d_C^2)}{4} \cdot \left(1 + \frac{\mu_{P2} \cdot d_C}{3 \cdot h_{2,K}} \right). \quad (6.6)$$

Die zu überwinde Reibung μ_{P2} kombiniert die Reibung zwischen der Stirnseite des Kerns und des Stempels mit dem inneren Reibvorgang. Der Reibwert $\mu_K = 0,07$ beschreibt die Reibung zwischen Kern und Stempel und der Reibwert $\mu_{v,M} = 1/\sqrt{3}$ die Scherung nach dem von Mises Schubkriterium. Der Reibwert μ_{P2} setzt sich zusammen aus dem Mittelwert des Reibwerts μ_K und $\mu_{v,M}$.

$$\mu_{P2} = \frac{\mu_K + \mu_{v,M}}{2}. \quad (6.7)$$

Einsetzen von Gl 6.7 in Gl. 6.6 ergibt:

$$F_{P2} = \frac{\pi \cdot k_{f1,K} \cdot (d_C^2)}{4} \cdot \left(1 + \frac{(\mu_K + \mu_{v,M}) \cdot d_C}{6 \cdot h_{2,K}} \right). \quad (6.8)$$

Der Stempelweg in P_2 ist gleich der Höhenabnahme des nicht von der Ronde ummantelten plastisch gestauchten Kernanteils.

6.1.2 Stempelkraftberechnung der dritten Phase

Die maximale Stempelkraft F_{P3} wird erreicht, wenn der größte Stahlanteil, daher der aufgedickte Rand der Napfzarge, in die formgebende Schulter der Matrize einfließt. Zur Herleitung der maximalen Stempelkraft werden die Kraftanteile der Umformung des Kerns und des Napfes getrennt betrachtet. Die Kernumformung wird als Voll-Vorwärtsfließpressen mit dem Scheibenmodell beschrieben.

Für die Umformung des Napfes wird die Annahme getroffen, das in P_3 die Druckumformung, eingeleitet durch den in Kontakt mit dem Napfrand befindlichen Kernwerkstoff, die Zugumformung, existierend durch das voreilende Kernmaterial am Napfboden, in der Form dominiert, dass eine reine Druckumformung des Napfes vorliegt. Diese Annahme wird auch durch die numerische Lastpfaduntersuchung in **Kap. 5.4.1** bestätigt.

Die analytische Kraftabschätzung der Napfumformung geschieht daher nach der Modellierung des Hohl-Vorwärts-Fließpressens unter Anwendung des Scheibenmodells.

Des Weiteren wird angenommen, dass keine Relativbewegung zwischen Kern und Ronde bzw. Napf stattfindet, d. h. Kern und Napf werden gleichsam in der Matrize umgeformt und es liegt ein linear-plastisches Werkstoffverhalten vor. Das **Bild 6.3** erläutert den Modellaufbau.

Die maximale Stempelkraft F_{P3} lässt sich in die einzelnen Kraftkomponenten zur Überwindung der Wandreibung F_R zwischen Werkstück und Matrize, innerer Schiebungsverluste F_S und der ideellen Umformung F_I aufteilen.

Zur Berechnung dieser drei Kraftkomponenten sind im Vorhinein die maximale Blechdicke am Rand der Napfzarge $t_{R,max}$ sowie der lokale Vergleichsumformgrad nach von Mises $\varphi_{V,R}$ an dieser Stelle mit Hilfe der elementaren Berechnungen zum Tiefziehen nach Siebel und Beisswänger (1955) zu ermitteln:

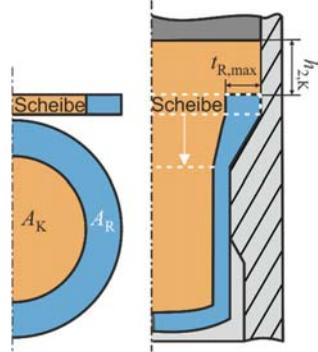


Bild 6.3: Modellaufbau zur Berechnung P_3

$$t_{R,max} = t_{R0} \cdot \sqrt{\beta_1} \cdot \quad (6.9)$$

Der Vergleichsumformgrad nach v. Mises im Bereich der größten Blechdicke $t_{R,max}$ wird berechnet durch:

$$\varphi_{V,R} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (\varphi_t^2 + \varphi_d^2 + \varphi_r^2)}. \quad (6.10)$$

Um den lokalen Vergleichsumformgrad $\varphi_{V,R}$ ermitteln zu können, müssen die Umformgrade in tangentialer φ_t , dicken φ_d und radialer Richtung φ_r berechnet werden.

$$\varphi_t = \ln\left(\frac{2 \cdot t_{R,max} + d_K}{d_R}\right). \quad (6.11)$$

$$\varphi_d = \ln\left(\frac{t_{R,max}}{t_{R0}}\right). \quad (6.12)$$

Unter Annahme der Volumenkonstanz berechnet sich φ_r :

$$0 = \varphi_t + \varphi_d + \varphi_r. \quad (6.13)$$

$$\varphi_r = -\varphi_t - \varphi_d. \quad (6.14)$$

Ideeller Kraftanteil

Die ideellen Umformkräfte werden mit Hilfe der Ringkreisfläche des Napfes A_R und der Kreisfläche des Kerns A_K an der Stelle $t_{R,\max}$ der werkstoffspezifischen mittleren Fließspannung $k_{fm,K/R}$ und des Umformgrads der Fließpressmatrize φ_M berechnet. Zuerst wird die Berechnung des ideellen Kraftanteils der Kernumformung $F_{I,K}$ erläutert.

$$F_{I,K} = A_K \cdot \varphi_M \cdot k_{fm,K}. \quad (6.15)$$

$$A_K = \frac{(d_C - t_{R,\max})^2 \cdot \pi}{4}. \quad (6.16)$$

Es wird angenommen, dass der Kern an der Stelle $t_{R,\max}$ bis zur Napffinnenwand gestaucht wird und die Ronde an der Matrizenwand anliegt. Die Fließspannung $k_{fm,K}$ ist die gemittelte Fließspannung des Kernwerkstoffs nach dem Stauchen $k_{f2,K}$ bei Umformgrad $\varphi_{2,K}$ und nach dem Verbundfließpressen $k_{f3,K}$ bei Umformgrad $\varphi_{3,K} = \varphi_{2,K} + \varphi_M$.

$$k_{fm,K} = \frac{k_{f2,K} + k_{f3,K}}{2} \quad (6.17)$$

$$\varphi_{2,K} = \ln \left(\frac{d_K^2}{(d_C - 2 \cdot t_{R,\max})^2} \right) \quad (6.18)$$

Der ideelle Stempelkraftbedarf der Ronde lässt sich analog zu **Gl. 6.15** ausdrücken:

$$F_{I,R} = A_R \cdot \varphi_M \cdot k_{fm,R}. \quad (6.19)$$

$$A_R = \frac{((d_C)^2 - (d_C - t_{R,\max})^2) \cdot \pi}{4}. \quad (6.20)$$

Die mittlere Fließspannung $k_{fm,R}$ der Ronde ergibt sich aus der Fließspannung $k_{f1,R}$ beim Umformgrad $\varphi_{V,R}$ nach dem Tiefziehen und der Fließspannung $k_{f2,R}$ nach dem Verbundfließpressen bei Umformgrad $\varphi_R = \varphi_{V,R} + \varphi_M$.

$$k_{fm,R} = \frac{k_{f1,R} + k_{f2,R}}{2}. \quad (6.21)$$

Der ideelle Kraftanteil F_I ergibt sich aus der Summation der Gl. 6.15 und **Gl. 6.19**:

$$F_I = \varphi_M \cdot (A_K \cdot k_{fm,K} + A_R \cdot k_{fm,R}). \quad (6.22)$$

Reibkraftanteil

Die Reibkraft F_R ergibt sich aus der Addition der Reibung zwischen Kern und Matrizenaufnahme F_{RC} und der Reibung zwischen Ronde und Matrizenschulter F_{RS} . Die beiden Reibkraftanteile werden im Folgendem erläutert.

Es wird davon ausgegangen, dass der nicht von der Ronde ummantelte und in Phase 2 auf den Aufnehmerdurchmesser d_C mit der Höhe $h_{2,K}$ aufgestauchte Teil des Kerns den Reibkraftanteil im Aufnehmer der Matrice verursacht. Weiterhin gilt die Annahme, dass der im Aufnehmer vorherrschende Druck der Fließspannung des gestauchten Kerns $k_{fl,K}$ entspricht.

$$F_{RC} = \pi \cdot d_C \cdot h_{2,K} \cdot k_{fl,K} \cdot \mu_K. \quad (6.23)$$

Der Reibkraftanteil in der Matrizenschulter wird unter der Annahme berechnet, dass die aus den mittleren Fließspannungen des Kerns und der Ronde nach den Flächenanteilen gewichtete Druckspannung p_{RS} die zu überwindende Reibkraft F_{RS} verursacht. Es gilt der Reibwert μ_R zwischen Ronde und Matrice.

$$F_{RS} = \frac{(A_K + A_R) \cdot \varphi_M \cdot p_{RS} \cdot 2 \cdot \mu_R}{\sin(2\alpha)}. \quad (6.24)$$

$$p_{RS} = \frac{A_K \cdot k_{fm,K} + A_R \cdot k_{fm,R}}{(A_K + A_R)}. \quad (6.25)$$

Durch Einsetzen von **Gl. 6.25** in **Gl. 6.24** erhält man:

$$F_{RS} = \frac{2 \cdot \varphi_M \cdot (A_K \cdot k_{fm,K} + A_R \cdot k_{fm,R}) \cdot \mu_R}{\sin(2\alpha)}. \quad (6.26)$$

Durch Addition der Kräfte aus **Gl. 6.23** und **Gl. 6.26** erhält man die Reibkraft F_R .

$$F_R = \frac{2 \cdot \varphi_M \cdot (A_K \cdot k_{fm,K} + A_R \cdot k_{fm,R}) \cdot \mu_R}{\sin(2\alpha)} + \pi \cdot d_C \cdot h_{2,K} \cdot k_{fl,K} \cdot \mu_K. \quad (6.27)$$

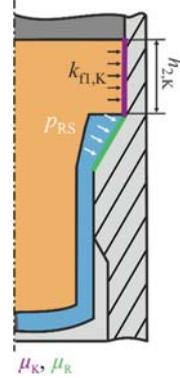


Bild 6.4: Modellaufbau Reibungsanteile P_3

Schiebungskraftanteil

Die Kraft zur Überwindung der inneren Schiebung F_S lässt sich ebenfalls in die Berechnung der Schiebungskraft für den Kern F_{SK} über das Scheibenmodell für eine Vollscheibe und in die Berechnung der Schiebungskraft der Ronde F_{SR} über die Modellierung einer Hohlscheibe aufteilen:

$$F_{SK} = \frac{2 \cdot k_{fm,K} \cdot A_K \cdot \tilde{\alpha}}{3}. \quad (6.28)$$

$$F_{SR} = \frac{k_{fm,R} \cdot A_R \cdot \tilde{\alpha}}{2}. \quad (6.29)$$

Die Summe der **Gl. 28** und **Gl. 29** ergeben die gesamte Schiebungskraft.

$$F_S = \frac{\varphi_M \cdot \tilde{\alpha}}{6} \cdot (4 \cdot A_K \cdot k_{fm,K} + 3 \cdot A_R \cdot k_{fm,R}). \quad (6.30)$$

Die gesamte Stempelkraft F_{P3} wird gegeben durch:

$$F_{P3} = F_I + F_R + F_S. \quad (6.31)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen **Gl. 6.22**, **Gl. 6.27** und **Gl. 6.30** in **Gl. 6.31** ergibt sich:

$$\begin{aligned} F_{P3} = & A_K \cdot k_{fm,K} \cdot \varphi_M \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot \hat{\alpha}}{3 \cdot \varphi_M} + \frac{2 \cdot \mu_R}{\sin(2\alpha)}\right) \\ & + A_R \cdot k_{fm,R} \cdot \varphi_M \cdot \left(1 + \frac{\hat{\alpha}}{2 \cdot \varphi_M} + \frac{2 \cdot \mu_R}{\sin(2\alpha)}\right) \\ & + d_C \cdot \pi \cdot h_{K2} \cdot k_{f1,K} \cdot \mu_K. \end{aligned} \quad (6.32)$$

6.1.3 Stempelkraftberechnung der vierten Phase

Die Stempelkräfte F_{P4} und F_{P5} der Punkte P₄ und P₅ werden als herkömmliches Voll-Vorwärtsfließpressen des Kernwerkstoffs mit Hilfe der Scheibentheorie berechnet, da sich in der Prozessphase 4 alleinig der Kernwerkstoff, wie in **Bild 6.5** zu sehen, in der formgebenden Schulter der Matrize befindet.

$$\begin{aligned} F_{P4} = & \frac{\pi \cdot k_{fm2,K} \cdot d_C^2}{4} \cdot \left[\frac{2 \cdot \hat{\alpha}}{3} + \left(1 + \frac{2 \cdot \mu_K}{\sin(2\alpha)}\right) \cdot \varphi_M\right] \\ & + \pi \cdot d_C \cdot h_{3,K} \cdot \mu_K \cdot k_{f1,K}. \end{aligned} \quad (6.34)$$

Der Kern wird in Phase 2 vom Durchmesser des Kerns d_k auf den Durchmesser der Matrize d_c gestaucht. Die Fließspannung $k_{fm2,K}$ ist die gemittelte Fließspannung des Kernwerkstoffs nach dem Stauchen $k_{fl,K}$ bei Umformgrad $\varphi_{1,K}$ und nach dem Fließpressen $k_{f4,K}$ bei Umformgrad $\varphi_{4,K} = \varphi_{1,K} + \varphi_M$.

$$k_{fm2,K} = \frac{k_{fl,K} + k_{f4,K}}{2}. \quad (6.35)$$

Die Höhe des Bauteilkopfes nimmt von Höhe $h_{3,K}$ auf $h_{4,K}$ zwischen den beiden Punkten P₄ und P₅ ab. Die um die Kopfhöhendifferenz angepasste Gleichung Gl. 6.32 ergibt die Stempelkraft in P₅:

$$F_{P5} = \frac{\pi \cdot k_{fm2,K} \cdot d_c^2}{4} \cdot \left[\frac{2 \cdot \hat{\alpha}}{3} + \left(1 + \frac{2 \cdot \mu_K}{\sin(2\hat{\alpha})} \right) \cdot \varphi_M \right] + \pi \cdot d_c \cdot h_{4,K} \cdot \mu_K \cdot k_{fl,K}. \quad (6.36)$$

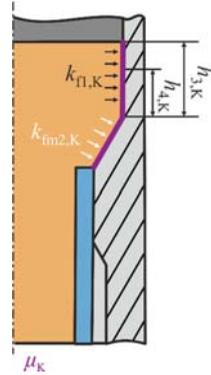


Bild 6.5: Modellaufbau Phase 4

Die Stempelkräfte der Phasen 2-5 sind durch die Gleichungen

Gl. 6.8, Gl. 6.32, Gl. 6.34 und Gl. 6.36 mit Hilfe des Scheibenmodells vollständig beschrieben worden und werden im Folgenden auf ihre Gültigkeit hin überprüft.

6.2 Modellvalidierung und Analyse

In diesem Kapitel wird zuerst die qualitative und quantitative Abbildbarkeit des Stempelkraftverlaufs anhand der Prozessparameter des Referenzsets überprüft. Danach wird das Modell hinsichtlich der Abbildung der maximalen Stempelkräfte bei Variation der Tiefziehparameter Blechdicke, Ziehverhältnis und Kernkantenradius sowie der Variation der Fließpressparameter Umformgrad der Matrize und Schulteröffnungswinkel bewertet und die einzelnen Stempelkraftanteile analysiert. Zur Berechnung der Stempelkräfte wurden die ermittelten und extrapolierten Fließkurven bei Raumtemperatur und Reibwerte aus Kap 5.1.2 verwendet.

6.2.1 Modellvalidierung hinsichtlich des Stempelkraftverlaufs

Die Modellvalidierung wird beispielhaft für die Abbildbarkeit des Stempelkraftverlaufs des Referenzbauteils in **Bild 6.6** gezeigt. Die berechneten Punkte P₁ bis P₅ der Prozessphasen 2-4 wurden linear miteinander verbunden.

Grundsätzlich ist der qualitative Verlauf der Stempelkraft mit dem erstellten analytischen Modell abbildbar. Aufgrund der Annahme bei der Berechnung des Stempelwegs, dass der Kern und die Ronde in der Matrize gleichmäßig umgeformt werden und nach dem Tiefziehen ein Napf mit homogener Blechdicke, die der Ausgangsblechdicke t_{R0} entspricht, vorliegt, lassen sich die Abweichungen zwischen berechneten und experimentell ermittelten Stempelweg erklären. Auch die Annahme, dass in P₁ und P₂ nur der

nicht von der Ronde ummantelte Kernanteil erst elastisch und danach plastisch gestaucht wird, trägt zur Abweichung zwischen analytischen und experimentell ermitteltem Stempelweg bei.

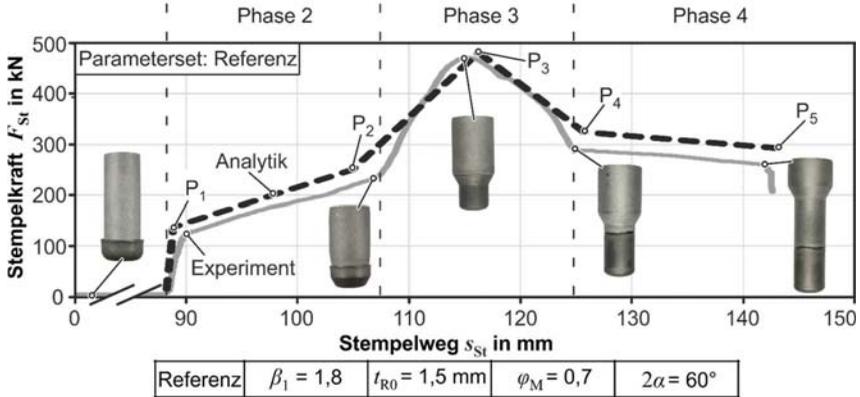


Bild 6.6: Vergleich des berechneten und experimentell ermittelten Stempelkraftverlaufs

Die Abweichungen der analytisch und experimentell ermittelten Stempelkraft (Referenzparameter) der Punkte P₁ bis P₃ wird in **Tabelle 6.1** gezeigt. Die analytisch berechneten Kräfte sind zwischen 5 % und 17 % größer als die experimentell ermittelten Stempelkräfte. Laut Hoffmann et al. (2012) sollte die berechnete Stempelkraft die experimentell ermittelte stets bis maximal 20 % übersteigen. Die im Kapitel 6.1 vorgestellte Modellierung zur Abbildung der Stempelkraft erfüllt diese Kriterien.

Tabelle 6.1: Vergleich analytisch und experimentell ermittelter Stempelkräfte

Punkt	Stempelkraft		Abweichung
	Analytik	Experiment	
P ₁	127 kN	119 kN	7 %
P ₂	248 kN	237 kN	5 %
P ₃	493 kN	465 kN	6 %
P ₄	330 kN	282 kN	17 %
P ₅	292 kN	250 kN	17 %

6.2.2 Modellvalidierung hinsichtlich der maximalen Stempelkraft

Werkzeuge und Maschinen werden primär bezüglich der maximalen Stempelkraft ausgelegt. Daher werden im Folgenden nur die maximale experimentell ermittelte Stempelkraft in P₃ mit der analytischen Berechnung der Stempelkräfte für die Variation des

Ziehverhältnisses, der Blechdicke, des Kernkantenradius, des Umformgrads und des Schulteröffnungswinkels der Matrice sowie des Kernwerkstoffs verglichen.

Ziehverhältnis

Das **Bild 6.7a** zeigt den Einfluss der Variation des Ziehverhältnisses β_1 auf die maximale Stempelkraft F_{P3} und den prozentualen Vergleich der berechneten Kräfte mit den gemessenen. Die gezeigte, experimentell ermittelte maximale Stempelkraft ist der Mittelwert aus fünf Messergebnissen. Die Fehlerbalken geben die minimale und maximale Abweichung zum Mittelwert an.

Eine Erhöhung des Ziehverhältnisses führt zu einer Erhöhung der Stempelkraft und die Variation desselben kann mit dem verwendeten analytischen Modell unter einer Abweichung von maximal 11 % berechnet werden.

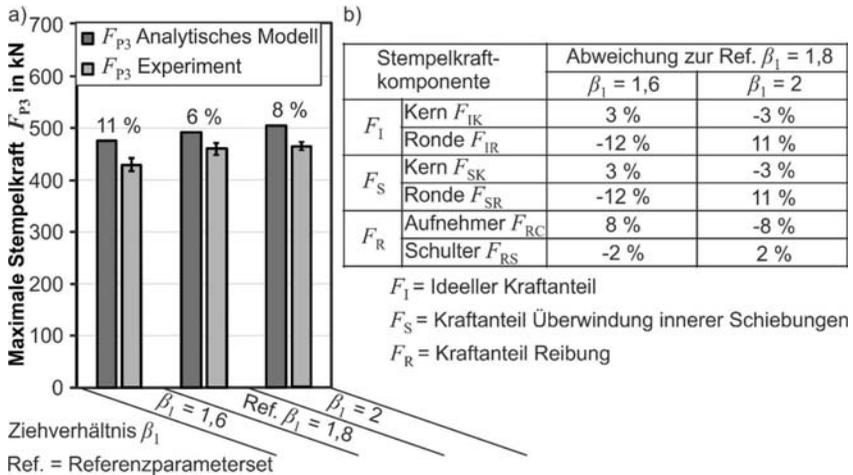


Bild 6.7: Variation des Ziehverhältnisses a) Vergleich experimentell und analytisch ermittelte maximale Stempelkraft b) Vergleich der errechneten Stempelkraftkomponenten des Referenzparametersets mit der Variation des Ziehverhältnisses

In **Bild 6.7b** sind die prozentualen Abweichungen der einzelnen berechneten Stempelkraftkomponenten der Variation des Ziehverhältnisses im Vergleich zu den berechneten Stempelkraftkomponenten des Referenzparametersets tabellarisch aufgelistet. Unter Anwendung eines geringeren Ziehverhältnisses verringert sich die maximale Blechdicke $t_{R,max}$. Dies führt zu einer Verringerung der mittleren Fließspannung $k_{fm,R}$ der Ronde und des Anteils des Rondenwerkstoffs in der Umformzone, abgebildet durch eine geringere Scheibenfläche A_R . Die Stauchung des Kerns innerhalb des Napfes wird vergrößert. Dadurch erhöht sich die mittlere Fließspannung $k_{fm,K}$ des Kerns und die Kernfläche

A_K . Infolgedessen steigt die ideelle und die Schiebungskraftkomponente des Kerns bzw. sinkt die ideelle und die Schiebungskraftkomponente der Ronde. Durch die vergleichsweise geringere Napfhöhe unter Anwendung des Ziehverhältnisses $\beta_1 = 1,6$ steigt der nicht ummantelte Kernanteile. Dies führt zu einer Erhöhung der Kontaktfläche zwischen Kernwerkstoff und Matrizenaufnehmer. Der Reibkraftanteil im Aufnehmer steigt. Aufgrund des geringeren Rondenanteils und der geringeren mittleren Fließspannung $k_{fm,R}$ in der Matrzenschulter sinkt die Kraftkomponente zur Berechnung der Reibung in der Matrzenschulter. Bei Erhöhung des Ziehverhältnisses sind die Abweichungen qualitativ konträr.

Blechdicke

Die Erhöhung der Blechdicke t_{R0} führt zu einer Erhöhung der maximalen Stempelkraft F_{P3} , wie in **Bild 6.8a** zu sehen ist. Der Vergleich der berechneten mit den experimentell ermittelten Werten der maximalen Stempelkraft bei Variation der Blechdicke resultiert in einer maximalen Abweichung von 10 %.

Die Erhöhung der Blechdicke von $t_{R0} = 1,5$ mm auf $t_{R0} = 2$ mm führt zu einer Erhöhung des Rondenanteils in der Umformzone. Infolgedessen steigt sowohl der Schiebunganteil als auch der ideelle Anteil der Stempelkraft der Ronde (**Bild 6.8b**). Diese Stempelkraftkomponenten des Kerns verringern sich.

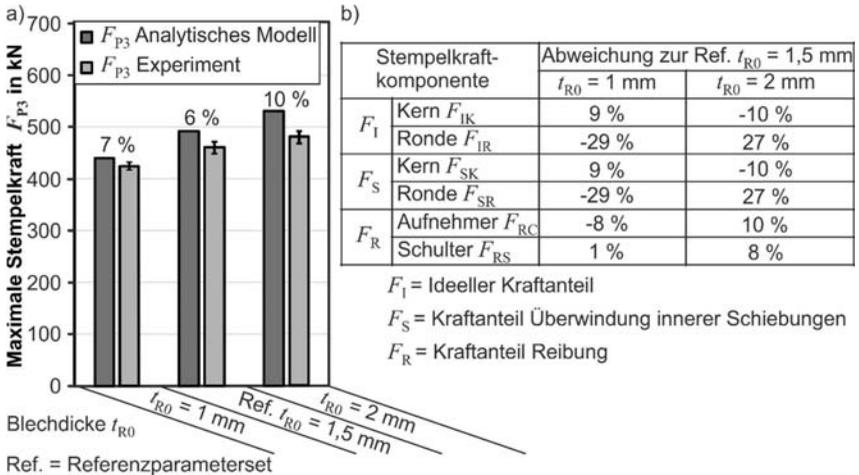


Bild 6.8: Variation der Blechdicke a) Vergleich experimentell und analytisch ermittelte maximale Stempelkraft b) Vergleich der errechneten Stempelkraftkomponenten des Referenzbauteils mit der Variation der Blechdicke

Die Erhöhung der Blechdicke bedingt eine Verringerung des Kerndurchmessers, um einen ausreichenden Ziehspalt zu gewährleisten. Um das gleiche Ziehverhältnis bei einem geringeren Kerndurchmesser zu erreichen, wurde der Rondendurchmesser ebenfalls verringert. Dies resultiert in einer Erhöhung der Reibfläche zwischen dem Kern und dem Matrizenaufnehmer. Des Weiteren erfährt der nicht von der Ronde ummantelte Kernwerkstoff eine erhöhte Stauchung, die in einer höheren Festigkeitssteigerung und zu einer erhöhten Druckspannung im Aufnehmer führt. Die erhöhte Reibfläche in Kombination mit der erhöhten Druckspannung resultieren in einer Erhöhung der Reibkraftkomponente im Matrizenaufnehmer bei Erhöhung der Blechdicke. Aufgrund des erhöhten Rondenanteils in der Matrizeschulter steigt der Normaldruck, was eine Erhöhung der Reibkraft an dieser Stelle bedingt. Bei Verringerung der Blechdicke sind die Abweichungen qualitativ konträr.

Kernkantenradius

Zusätzlich zu den Tiefziehparametern Blechdicke und Ziehverhältnis wird das Modell hinsichtlich der Abbildbarkeit der Änderung des Kernkantenradius von $r_{Kk} = 4$ auf $r_{Kk} = 2$ und $r_{Kk} = 6$ bewertet. Der experimentell ermittelte durchschnittliche Stempelkraftwert steigt im Mittel bei Anwendung eines Kernkantenradius von $r_{Kk} = 2$ nur gering um 3 kN auf 468 kN an. Die berechnete Stempelkraft steigt ebenfalls gering von 493 kN auf 495 kN. Bei Verwendung eines Kernkantenradius von $r_{Kk} = 6$ mm sinkt die mittlere maximale Stempelkraft der Experimente um 5 kN. Die berechnete maximale Stempelkraft sinkt um 1 kN. Die Erhöhung des Kernkantenradius führt zu einer Erhöhung des Napfes und somit zu einer Minimierung der nicht ummantelten Kernhöhe h_{K2} . Dies resultiert im Aufnehmer der Matrize in einer geringeren Reibkraft. Aufgrund des geringen Einflusses des Kernkantenradius auf die maximale Stempelkraft wird auf eine grafische Darstellung verzichtet.

Umformgrad der Matrize

Die experimentell und analytisch ermittelten Stempelkräfte bei Variation des Umformgrads sind in **Bild 6.9a** dargestellt. Bei Erhöhung des Umformgrads der Matrize φ_M steigt die maximale Stempelkraft. Die mit Hilfe des analytischen Modells berechnete Stempelkraft bei Variation des Umformgrads von $\varphi_M = 0,7$ auf $\varphi_M = 1,0$ und $\varphi_M = 0,5$ weist eine Abweichung zwischen 7 % und 18 % im Vergleich zu den experimentell ermittelten Werten der Stempelkraft auf.

Bei Erhöhung des Umformgrads erhöht sich ebenfalls die mittlere Fließspannung des Kerns und der Ronde, was zu einer Erhöhung der ideellen Kraftkomponenten und der Kraftanteile zur Überwindung innerer Schiebungen sowohl des Kerns als auch der Ronde führt, wobei der Anstieg der ideellen Kraftkomponenten dominiert, wie in **Bild 6.9b** zu sehen ist. Aufgrund der gleichbleibenden Napfhöhe und der daraus resultierenden unveränderten Kontaktfläche zwischen Kern und Matrizenaufnehmer wird die

Kraftkomponente zur Überwindung der Aufnehmerreibung nicht von der Variation des Matrizenumformgrads beeinflusst. Die Kraftkomponente zur Überwindung der Reibung zwischen Ronde und Matrizenschulter steigt, aufgrund der steigenden Kontaktfläche und der steigenden mittleren Fließspannungen der Ronde und des Kerns, die mit dem Kontaktdruck gleichzusetzen sind, deutlich um 45 % im Vergleich zu der berechneten Stempelkraftkomponente des Referenzparametersets an. Bei einer Verringerung des Umformgrads sind die Abweichungen konträr.

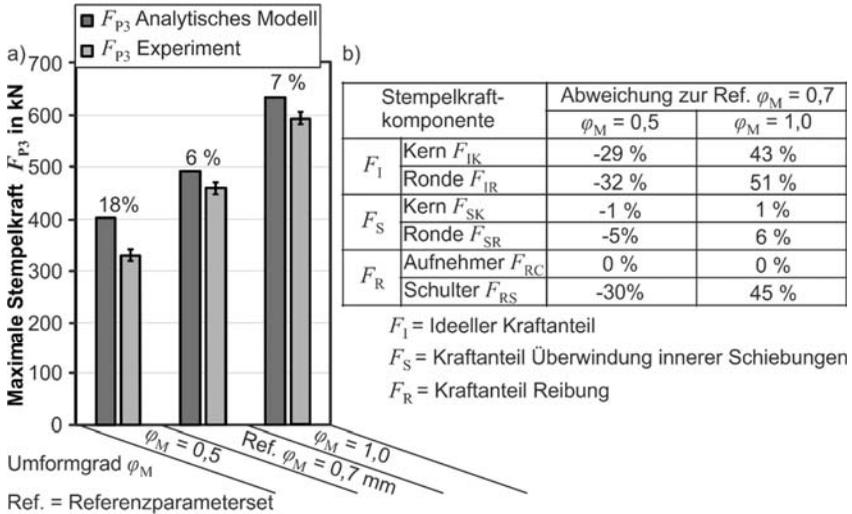


Bild 6.9: Variation des Umformgrads a) Vergleich experimentell und analytisch ermittelte maximale Stempelkraft b) Vergleich der errechneten Stempelkraftkomponenten des Referenzparametersets mit der Variation des Umformgrads

Wird der Umformgrad der Matrice von $\varphi_M = 0,7$ auf $\varphi_M = 0,5$ verringert, können qualitativ gegensätzliche Abweichungen beim Vergleich der berechneten Stempelkraftkomponenten festgestellt werden.

Schulteröffnungswinkel

Bei Erhöhung des Schulteröffnungswinkels von $2\alpha = 60^\circ$ auf $2\alpha = 90^\circ$ erhöht sich die gemessene maximale Stempelkraft von 465 kN auf 509 kN (**Bild 6.10a**). Die Anwendung eines Schulteröffnungswinkels von $2\alpha = 30^\circ$ führt zu einer Verringerung der Stempelkraft auf 372 kN. Die Abweichung der analytisch berechneten Stempelkraft zu der in Experimenten gemessenen Stempelkraft beträgt bei der Erhöhung des Schulteröffnungswinkels 8 %. Bei Verringerung des Schulteröffnungswinkels steigt die Abweichung zwischen analytisch und experimentell ermittelten Stempelkraftwerten auf 16%.

Die ideellen Kraftkomponenten werden von der Änderung des Schulteröffnungswinkels nicht beeinflusst (**Bild 6.10a**), da in dem Modell die Annahme gilt, dass während des Verbundfließpressens eine konstante Umformung von der Bauteilmitte zum Bauteilrand vorherrscht. Ebenso wird die Reibkraft im Aufnehmer nicht beeinflusst.

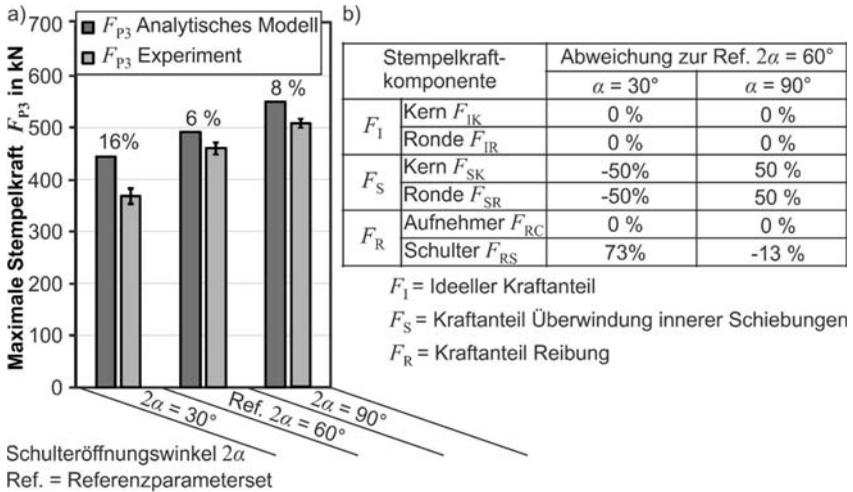


Bild 6.10: Variation des Schulteröffnungswinkels a) Vergleich experimentell und analytisch ermittelte maximale Stempelkraft b) Vergleich der errechneten Stempelkraftkomponenten des Referenzparametersets mit der Variation des Schulteröffnungswinkels

Die Kraftkomponente zur Überwindung innerer Schiebungs Vorgänge wird vom Schulteröffnungswinkel linear beeinflusst. Die wertmäßige Änderung der Kraftkomponente Reibung in der Matrizeschulter wird entsprechend der trigonometrischen Beziehungen über die Änderung der Reibfläche verursacht.

Kernwerkstoff

Die Überprüfung der Robustheit des analytischen Modells zur Stempelkraftberechnung gegenüber der Variation der Werkstoffpaarung wird durch Variation des Kernwerkstoffs, von Aluminium zu Kupfer, überprüft. Der verwendete Kupferwerkstoff weist eine geringere Fließspannung als der Aluminiumwerkstoff auf. Der in Ringstauchversuchen ermittelte Reibwert zwischen Kern und Matrice erhöht sich von $\mu_K = 0,07$ (EN AW-6060) auf $\mu_K = 0,1$ (Cu-ETP). Die Erhöhung des Reibwerts wird von der niedrigeren Fließspannung nicht nur kompensiert, sondern führt zu einer Minimierung der maximalen experimentell ermittelten Stempelkraft von 465 kN auf 397 kN (**Bild 6.11a**). Die Verringerung der Stempelkraft kann durch das analytische

Modell mit einer Abweichung von 11 % im Vergleich zu der experimentell ermittelten Stempelkraft bei Verwendung eines Kupferkerns abgebildet werden.

Die niedrigere Fließspannung des Kupferkerns führt sowohl zu einer Verringerung der ideellen und der Schiebungskraftkomponente des Kerns als auch zu einer Minimierung der Druckspannung in der Matrizenschulter, die in einer sinkenden Reibkraftkomponente zwischen Ronde und Matrizenschulter resultiert (**Bild 6.11b**).

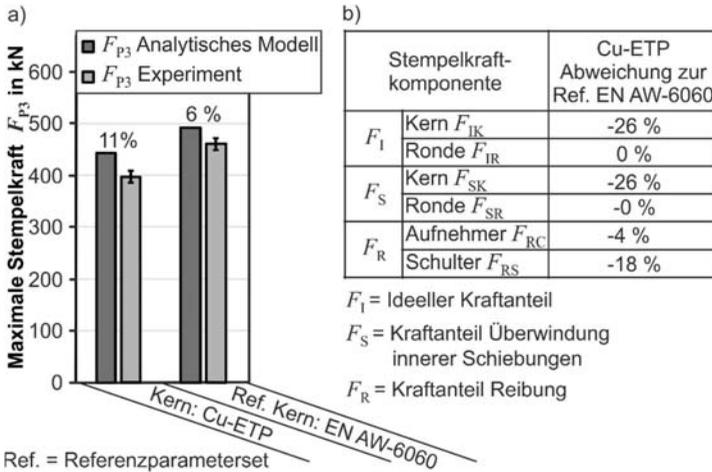


Bild 6.11: Variation des Kernwerkstoffs a) Vergleich experimentell und analytisch ermittelte maximale Stempelkraft b) Vergleich der errechneten Stempelkraftkomponenten des Referenzparametersets mit der Variation des Kernwerkstoffs

Die Kraft zur Überwindung der Reibung innerhalb des Matrizenaufnehmers wird geringfügig um 4 % verringert. In diesem Fall kompensiert die geringere Fließspannung des Kupfers und somit die geringere Druckspannung im Matrizenaufnehmer den höheren Reibwert.

6.3 Modellerweiterung

Im Folgenden wird die Erweiterung des analytischen Modells um die Temperaturentwicklung des Kernwerkstoffs zur Minimierung der Abweichungen zwischen berechneter und experimentell ermittelter Stempelkraft in Phase 4 (F_{P4} und F_{P5}) vorgestellt. Danach wird gezeigt, inwiefern das analytische Modell zur Fehlervorhersage des unzureichend ausgeformten Bauteilkopfes genutzt werden kann.

Temperaturentwicklung

Die hohe Übereinstimmung der negativen Steigung der Stempelkraft zwischen P_4 und P_5 (Bild 6.6) ist ein Indikator für die gute Abbildung der vorherrschenden tribologischen Bedingungen zwischen Kernwerkstoff und Aufnehmerwand. Die hohen quantitativen Abweichungen von 17 % des Stempelkraftvergleichs zwischen Analytik und Experiment in den Punkten P_4 und P_5 lassen auf eine fehlerhafte Abbildung der Fließeigenschaften des Kernmaterials schließen. Es wird im Folgenden davon ausgegangen, dass die Fließeigenschaften des Kernwerkstoffs durch die Erwärmung des Hybridwerkstücks signifikant beeinflusst werden.

Das **Bild 6.12** erläutert die lineare Interpolation zur Ermittlung einer Fließspannung $k_f(\varphi_n, T_n)$ bei einem gegebenen Umformgrad φ_n und einer bekannten Werkstofftemperatur $T_n = RT < T_n < 200$ mit Hilfe der der extrapolierten Fließkurven des Kernwerkstoffs EN AW-6060 ermittelt, bei Raumtemperatur RT und 200 °C. Das schrittweise Vorgehen wird durch die Zahlensymbole ①-⑤ verdeutlicht.

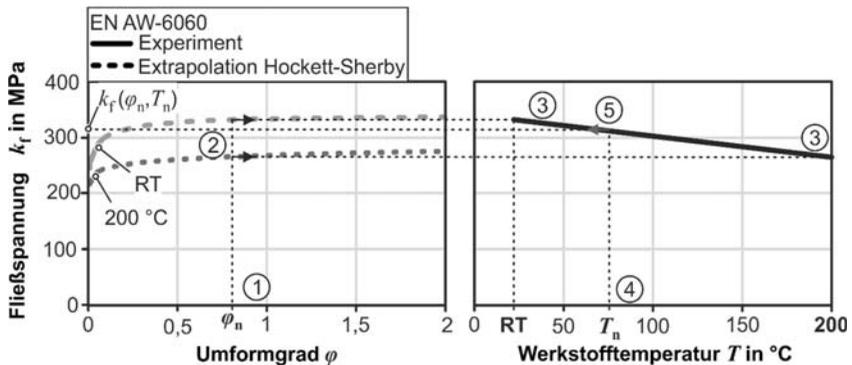


Bild 6.12: Lineare Interpolation der Fließspannung zwischen den Fließkurven des Werkstoffs EN AW-6060 aufgenommen bei Raumtemperatur RT und 200 °C

Die Fließspannung $k_f(\varphi_n, T_n)$ kann durch die folgende Gleichung **Gl. 6.37** unter Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Werkstofftemperatur T und Fließspannung k_f berechnet werden:

$$k_f(\varphi_n, T_n) = \frac{(k_f(\varphi_n, 200 \text{ °C}) - k_f(\varphi_n, RT)) \cdot T_n}{200 \text{ °C} - RT} + k_f(\varphi_n, RT) \quad (6.37)$$

$$- \frac{(k_f(\varphi_n, 200 \text{ °C}) - k_f(\varphi_n, RT)) \cdot RT}{200 \text{ °C} - RT} .$$

Nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen und Auswerfen der Bauteile unter Anwendung der Referenzparameter wird im Durchschnitt eine Bauteiltemperatur von $74,8^\circ\text{C}$ gemessen. Ermittelt man mit **Gl. 6.37** die Fließspannung $k_{\text{fm},\text{K}}$ und $k_{\text{f},\text{K}}$ bei dieser gemessenen Temperatur und berechnet mit Gl. 6.34 und Gl. 6.36 die Stempelkräfte F_{P4} und F_{P5} , so sinkt die Abweichung zwischen gemessener und analytisch berechneter Stempelkraft von 17 % auf 11 % (**Bild 6.13**).

Die Zeitspanne zwischen Pressen und Auswerfen des Bauteils beträgt in etwa zwölf Sekunden. Geht man des Weiteren davon aus, dass signifikant Wärme während des Auswerfens des Bauteils an das Werkzeug übertragen wird und daher die Werkstücktemperatur während der Umformung wesentlich höher ist, kann die Temperaturänderung ΔT des Werkstücks in Phase 2 und Phase 3 in der Umformzone unter adiabatischen Bedingungen nach Farren und Taylor (1925) berechnet werden. Für die ideelle Umformarbeit W_1 gilt allgemein die Näherung:

$$W_1 = V \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi. \quad (6.38)$$

Die Änderung der Wärmeenergie ΔQ ist für einen Körper mit der Masse m mit einer spezifischen Wärmekapazität c wie folgt definiert:

$$\Delta Q = m \cdot c \cdot \Delta T. \quad (6.39)$$

Bei vollständiger Dissipation der plastischen Umformarbeit in die Temperaturerhöhung ΔT gilt:

$$V \cdot k_{\text{fm}} \cdot \varphi = m \cdot c \cdot \Delta T. \quad (6.40)$$

$$\Delta T = \frac{V}{m} \cdot \frac{k_{\text{fm}} \cdot \varphi}{c} = \frac{k_{\text{fm}} \cdot \varphi}{c \cdot p}. \quad (6.41)$$

Es gilt die Annahme, dass bei einer Umformung von Stahl 86,5 % und Aluminium 93,5 % der Umformarbeit in Wärmeenergie nach den Ergebnissen von Farren und Taylor (1925) umgewandelt wird. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass die Ronde nach dem Tiefziehen wieder auf Raumtemperatur abkühlt.

Die Temperaturentwicklung des Hybridhalbzeugs wird für die Verjüngung des entsprechenden Kernanteils und der Ronde bzw. des Napfes sowie die Stauchung des nicht ummantelten Kernanteils im Aufnehmer berechnet. Die einzelnen Temperaturänderungen werden entsprechend der Masseanteile des ummantelten Kerns $m_{1,\text{K}}$ und des im Aufnehmer gestauchten Kerns $m_{2,\text{K}}$ sowie des Rondenwerkstoffs m_{R} gewichtet.

Der Temperaturanstieg ΔT kann wie folgt berechnet werden:

$$\Delta T = \frac{0,865 \cdot k_{fm,R} \cdot \varphi_M \cdot m_R}{p_R \cdot c_R \cdot (m_{1,K} + m_{2,K} + m_R)} + \frac{0,935 \cdot k_{fm1,K} \cdot \varphi_{3,K} \cdot m_{1,K}}{p_K \cdot c_K \cdot (m_{1,K} + m_{2,K} + m_R)} + \frac{0,935 \cdot k_{f1,K} \cdot \varphi_{1,K} \cdot m_{2,K}}{p_K \cdot c_K \cdot (m_{1,K} + m_{2,K} + m_R)} \tag{6.42}$$

Bei Verwendung der Prozessparameter des Referenzsets und der Werkstoffparameter Dichte des Kerns $p_K = 2,7 \text{ g/mm}^3$ und der Ronde $p_R = 7,9 \text{ g/mm}^3$ sowie deren Wärmekapazität $c_K = 900 \text{ J}\cdot\text{K}^{-1}$ und $c_R = 500 \text{ J}\cdot\text{K}^{-1}$ (Kopp und Wiegels, 1999) resultiert rechnerisch ein Temperaturanstieg $\Delta T = 89,2^\circ\text{C}$ bei Umformung bis einschließlich P_3 .

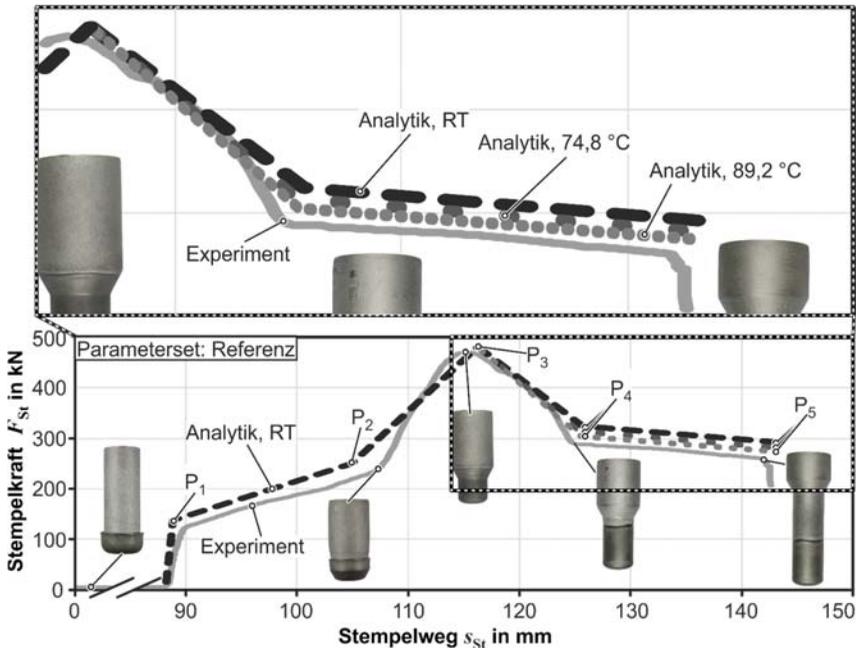


Bild 6.13: Vergleich der errechneten Stempelkraftverläufe unter Einbeziehung der Erwärmung mit dem experimentell ermittelten Stempelkraftverlauf

Unter Anwendung der Fließspannung $k_{fm2,K}$, und $k_{f1,K}$ bei $89,2^\circ\text{C}$ bei Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Fließspannung und Temperatur sinkt die Abweichung zwischen gemessener und berechneter Stempelkraft in P_4 und P_5 auf 8 %. Das Bild 6.13 zeigt den Vergleich des experimentell ermittelten Stempelkraftverlaufs mit dem analytisch berechneten unter Berücksichtigung der Temperaturentwicklung.

Zur weiteren Validierung des Vorgehens werden ebenfalls die Abweichungen der analytisch berechneten und experimentell ermittelten Stempelkräfte in P₄ bei Variation des Umformgrads der Matrize berechnet und in **Tab. 6.2** gegenübergestellt.

Tabelle 6.2: Abweichung analytisch und experimentell ermittelter Stempelkraft F_{P_4}

Umformgrad der Matrize φ_M	0,5	0,7	1,0
Kraftabweichung Analytik/Experiment in P4	15 %	17 %	18 %
Berechnete Werkstofftemperatur T	55 °C	89 °C	109 °C
Kraftabweichung Anal. (inkl. T) / Exp. in P4	8 %	8 %	10 %

Unter Berücksichtigung der Werkstofferrwärmung lassen sich ebenfalls die Abweichungen der analytisch bestimmten Stempelkräfte in P₄ bei Variation des Umformgrads der Matrize φ_M auf maximal 10% reduzieren.

Fehlervorhersage unzureichend ausgeformter Bauteilkopf

Die numerische Analyse des Fehlers „unzureichend ausgeformter Bauteilkopf“ zeigt, dass dieser Fehler auf eine zu geringe Stempelkraft der dritten Prozessphase, dem simultanen Tiefziehen im Weiterzug und Fließpressen des Kerns, zurückzuführen ist. Die Summe der Kräfte, die zum Fließpressen des Kernwerkstoffs und zum Weiterzug des Rondenwerkstoffs (ideelle Umformkraft des Kerns und der Ronde F_1 , Kraft zur Überwindung innerer Schiebungen des Kerns und der Ronde F_S , Kraft zur Überwindung der Wandreibung an der Matrizeschulter F_{RS}) benötigt werden, sind geringer als die benötigte Kraft zum Stauchen des Zylinders F_{P_2} . Für die Herstellung eines Bauteils mit ausreichend ausgeformtem Bauteilkopf (Gutteil) lässt sich daher die folgende Bedingung herleiten:

$$F_1 + F_S + F_{RS} \geq F_{P_2} . \quad (6.39)$$

Zur Validierung der analytischen Fehlervorhersage werden die vier Parametersets überprüft, die die Grenze im Prozessfenster (Bild 5.17) definieren. Die **Tab 6.3** stellt die Ergebnisse der Fehlervorhersage den experimentellen Ergebnissen gegenüber.

Der Fehler „unzureichende Ausformung des Bauteilkopfs“ kann bis auf das Parameterset $\varphi_M = 0,5$, $2\alpha = 30^\circ$ erfolgreich mit Hilfe der analytischen Gleichung vorhergesagt werden. Die Differenz der zu vergleichenden Kräfte beträgt in diesem Fall 17 kN. Bezieht man diese Differenz auf die Kraft zum Stauchen F_{P_2} (248 kN) ergibt sich eine Abweichung von 6 %. Bei Anwendung des Kriteriums sollte insbesondere aufgrund der Modellannahme, dass es sich um eine reine Stauchung des Bauteilkopfes handelt, ein materialpaarungsspezifischer Sicherheitsfaktor bei der Ermittlung der Stauchkraft F_{P_2} berücksichtigt werden.

Tabelle 6.3: Validierung der analytischen Fehlervorhersage

Umformgrad der Matrize	$\varphi_M = 0,3$		$\varphi_M = 0,5$	
Schulteröffnungswinkel	$2\alpha = 60^\circ$	$2\alpha = 90$	$2\alpha = 30^\circ$	$2\alpha = 60^\circ$
Bewertung Bauteilkopf	Schlecht	Gut	Schlecht	Gut
Kraft Weiterzug und Fließpressen $F_I + F_S + F_{RS}$	226 kN	281 kN	265 kN	314 kN
Stauchkraft F_{P2}	248 kN			
$F_I + F_S + F_{RS} - F_{P2}$	-22 kN	33 kN	17 kN	66 kN
Gutteilvorhersage richtig? $F_I + F_S + F_{RS} \geq F_{P2}$	Ja	Ja	Nein	Ja
Anwendung Sicherheitsfaktor = 1,1				
Stauchkraft $F_{P2} \cdot 1,1$	273 kN			
$F_I + F_S + F_{RS} - F_{P2}$	-47 kN	8 kN	-16 kN	33 kN
Gutteilvorhersage richtig? $F_I + F_S + F_{RS} \geq F_{P2}$	Ja	Ja	Ja	Ja

Es wird für die industrielle Auslegung des Prozesses unter Anwendung Kern: Aluminium EN AW-6060 und Ronde: Stahl 1.4301 bzgl. der Fehlervermeidung „unzureichend ausgeformter Bauteilkopf“ empfohlen, die analytisch berechnete Kraft F_{P2} mit einem Sicherheitsfaktor von 1,1 zu multiplizieren (Tab. 6.3).

6.4 Fazit zur analytischen Beschreibung

Durch die Annahme des elastischen und anschließenden plastischen Stauchens des nicht von der Ronde ummantelten Kernwerkstoffs kann die Stempelkraft der Prozessphase zwei hinreichend mit einer Abweichung von 7 % berechnet werden.

Die Modellbildung zur Berechnung der maximalen Stempelkraft in Phase drei erfolgt über die Kombination und Erweiterung der Scheibenmodelle zur Berechnung von Voll- und Hohl-Vorwärtsfließpressprozessen. Bei der herkömmlichen Berechnung der maximalen Stempelkraft beim Voll- oder Hohl-Vorwärtsfließpressen muss mit empirisch ermittelten Korrekturfaktoren die maximale Stempelkraft berechnet werden. Das Füllen der Matrize, das den größten Kraftbedarf bei herkömmlichen Voll- und Hohl-Vorwärtsfließpressprozessen erfordert, kann nicht über den mittleren Kraftbedarf, ermittelt über die Scheibenmodelle, abgebildet werden. Die größte Stempelkraft beim Tiefzieh-Verbundfließpressen tritt auf, wenn die Matrize bereits gefüllt ist. Daher kann auf empirisch ermittelte Korrekturfaktoren verzichtet werden. Das verwendete analytische Modell konnte die Einflüsse der Variation der Tiefzieh- und Fließpressparameter auf die maximale Stempelkraft hinreichend genau abbilden und unter Einbezug der mechanischen Zusammenhänge analysieren. Das verwendete analytische Modell trägt daher nicht nur

zum Verständnis der Prozessmechanik bei, sondern kann darüber hinaus zur Werkzeugauslegung verwendet werden.

Die Stempelkräfte der vierten Prozessphase können unter Annahme der Abbildung eines herkömmlichen Voll-Vorwärts-Fließpressens des Kernwerkstoffs unter Verwendung der jeweiligen Fließspannungen bei Raumtemperatur mit einer Abweichung von 17 % berechnet werden. Die Berechnung der Wärmeentwicklung des Hybrid-Halbzeugs unter adiabatischen Bedingungen während der Umformung in Phase zwei und drei und Verwendung der temperaturangepassten Fließspannungen bei Berechnung der Stempelkräfte in Phase vier resultieren in einer Verringerung der Abweichung zwischen experimentell und analytisch ermittelten Stempelkräften von 8 %.

Des Weiteren kann mit Hilfe der aufgestellten Gleichungen zur Berechnung der Kraftanteile und Anwendung eines Sicherheitsfaktors der Fehler „unzureichend ausgeformter Bauteilkopf“ vorhergesagt werden. Die aufgestellte Bedingung kann zur erfolgreichen Prozessauslegung genutzt werden.

7 Untersuchung der Verbundart und -festigkeit

Die Verbundarten werden in stoffschlüssig, formschlüssig und kraftschlüssig unterteilt. In diesem Kapitel wird ermittelt, welche der drei Verbundarten vorliegt und in welcher Weise die Prozessparameter die Verbundentstehung beeinflussen. Abschließend wird die Verbundfestigkeit durch Push-Out-Versuche quantifiziert.

7.1 Untersuchungen zum Stoffschluss

Die vorangegangenen Arbeiten aus dem Stand der Technik zum Verbundfließpressen fokussierten die Herstellung einer stoffschlüssigen Verbindung zwischen den zu fügenden Partnern. Der Stoffschluss zwischen den Fügepartnern ist als die maximal erreichbare Verbundfestigkeit anzusehen. Die Verbundfestigkeit ist höher oder gleich der Festigkeit des Verbundpartners mit der geringsten Festigkeit.

Der Verbund zwischen Ronde und Kern sämtlicher in dieser Arbeit hergestellten Bauteile kann manuell weder in axialer noch in Torsionsrichtung gelöst werden. Das bedeutet, es kann händisch keine Relativbewegung zwischen Ronde und Kern initiiert werden. Um das Vorliegen einer stoffschlüssigen Verbindung zwischen dem Rondenwerkstoff Stahl 1.4301 und Kernwerkstoff Aluminium EN AW-6060 zu überprüfen, wurden je drei Bauteile pro Parameterset der **Tab. 5.2** durch Drahterodieren getrennt. Es wurde ein Draht mit der mechanischen Stärke von 1,2 daN, einem Durchmesser von 0,25 mm und eine Drahtgeschwindigkeit von 10,4 m/min verwendet. Die Zielrauheit der Schnittfläche wurde auf 2 Ra gesetzt. Die elektrische Impulsamplitude und Frequenz sowie die Vorschubgeschwindigkeit wurden von der Software der Maschinensteuerung automatisch gewählt. Die Bauteile sind entlang der Längsachse des Bauteilschaftes außermittig versetzt um den Drahtdurchmesser erodiert worden. Es entstand eine Bauteilhälfte und eine Bauteilhälfte, reduziert um den Drahtdurchmesser. Das **Bild 7.1** erläutert den Erodierprozess.

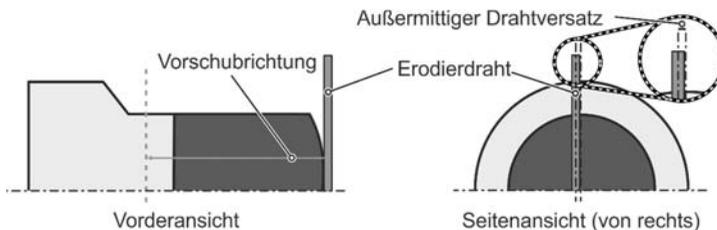


Bild 7.1: Skizze des Erodierprozesses zur Überprüfung einer stoffschlüssigen Verbindung

Exemplarisch wird in **Bild 7.2** ein getrenntes Bauteil, hergestellt mit dem Referenzparameterset, gezeigt. Der Stahlnapf, der den Aluminiumkern umgibt, löste sich vom

Kern, sobald der Draht den Stahlnapf vollständig getrennt hat. Aufgrund dessen ist davon auszugehen, dass keine stoffschlüssige Verbindung über einen Großteil der Kontaktfläche während des Tiefzieh-Verbundfließpressens entstanden ist.

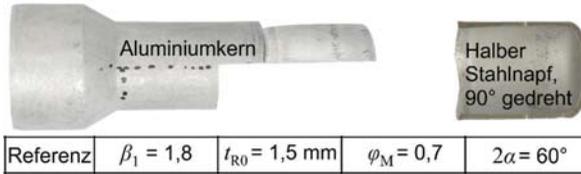


Bild 7.2: Durch Drahterodieren getrenntes Bauteil, Referenzparameterset

Durch das Auftrennen des Stahlnapfes federt dieser aufgrund der tangentialen Zugspannungen elastisch auf. Sollten sich lokal intermetallische Phasen während des Tiefzieh-Verbundfließpressens bilden, können diese durch das Rückfedern beschädigt werden. Um das Vorliegen einer lokaler stoffschlüssigen Verbindung zu untersuchen, wurden durch die Fa. Chemetall GmbH an verschiedenen Stellen des getrennten Stahlnapfes und des Kerns an der Referenzprobe EDX Analysen (Energiedispersive Röntgenspektroskopie) zur Massenbestimmung der vorhandenen chemischen Elemente durchgeführt. Die zu untersuchenden Stellen wurden durch bildgebende Lichtmikroskopie im Vorfeld aus- gesucht. Die bestimmten chemischen Elemente und deren Massenanteile der untersuchten Kontaktfläche des Kerns und der Ronde sind in **Bild 7.3** exemplarisch dargestellt.

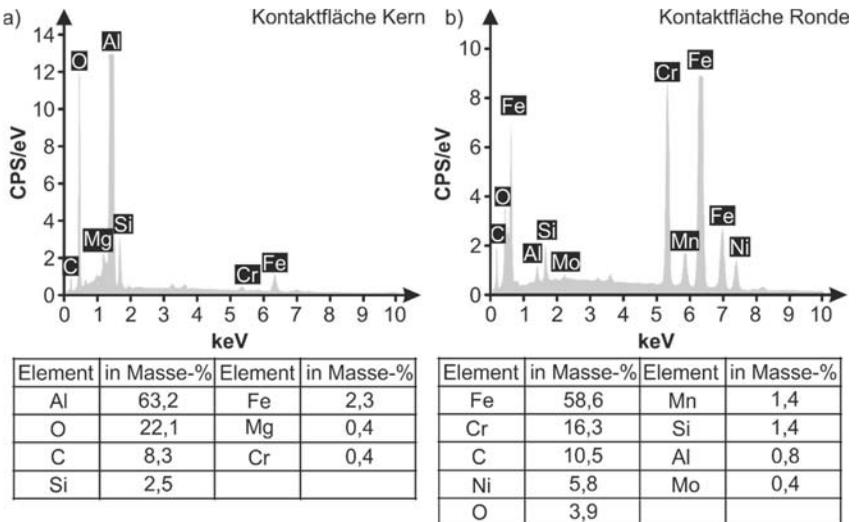


Bild 7.3: Exemplarische Darstellung der EDX-Analyse a) Kontaktfläche des Kerns und b) Kontaktfläche der Ronde (durchgeführt von Fa. Chemetall GmbH)

Die Ergebnisse der Massenbestimmung der chemischen Elemente zeigen, dass auf der Kontaktfläche des Kerns hauptsächlich Aluminiumoxid vorliegt. Die untersuchte Rondenoberfläche zeigt hauptsächlich die chemischen Bestandteile des Edelstahl 1.4301. Ein lokaler Übertrag von Stahl auf der Kernoberfläche oder Aluminium auf der Rondenoberfläche und somit ein lokaler Stoffschluss konnte in allen untersuchten Messstellen nicht nachgewiesen werden. Einige Messstellen zeigten jedoch einen erhöhten Anteil an Molybdändisulfid, der auf eine Verschmutzung der Kontaktfläche mit dem im Fertigungsprozess verwendeten Schmierstoff hindeutet.

Numerische Untersuchungen zum Stoffschluss

Die Vergrößerung der Oberflächen in der Kontaktzone zwischen zwei metallischen Werkstoffen, die ein Aufbrechen der Deckschichten zur Folge hat, und der Kontaktdruck zwischen den selbigen sind laut Stand der Technik die dominierenden Parameter, die zur Entstehung einer stoffschlüssigen Verbindung betrachtet werden sollten. Ossenkemper (2018) ermittelte eine kritische Oberflächenänderung von $\chi = 54\%$ und einen Kontaktdruck von $p_K = 830\text{ MPa}$ zur Verschweißung des Einsatzstahls C15 und des Aluminiumwerkstoffs EN AW-6060. Diese ermittelten Werte werden im Folgenden als minimal zu erreichende Kombination angenommen, um eine stoffschlüssige Verbindung zu erzeugen. Es wird davon ausgegangen, dass aufgrund der korrosionsbeständigen Chromoxidschicht des Edelstahl 1.4301 der Kontaktdruck und die Oberflächenvergrößerung bei der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Werkstoffpaarung größer sein müssen als die von Ossenkemper (2018) angegebenen Werte. Der Kontaktdruck zwischen den Verbundpartnern während des Fließpressvorgangs kann nicht erfasst werden. Auch die einfache Berechnung der Oberflächenänderung ist wegen der ungleichmäßigen Blechdickenverteilung nach dem Tiefziehen und der ungleichmäßigen Blechdickenreduktion der Ronde während des Verbundfließpressens nicht möglich. Um dennoch die Frage zu beantworten, warum sich keine stoffschlüssige Verbindung eingestellt hat, wurde der Kontaktdruck und die Oberflächenänderung entlang des Pfads q (**Bild 7.4**) mit Hilfe des numerischen Modells (Kapitel 5.3) ermittelt.

Die betrachtete Oberflächenänderung χ wurde als Postvariable in Simufact.Forming 15 aus den jeweiligen Dehnungsinkrementen berechnet und definiert sich aus der Oberfläche A_0 vor der Umformung und der Oberfläche A_1 nach der Umformung.

$$\chi = \frac{A_1 - A_0}{A_0}. \quad (7.1)$$

Der Kontaktdruck und die Oberflächenänderung sind zum Zeitpunkt der maximalen Stempelkraft ausgewertet worden, da hier der höchste Kontaktdruck in der Umformzone zwischen den Verbundpartnern vorherrscht.

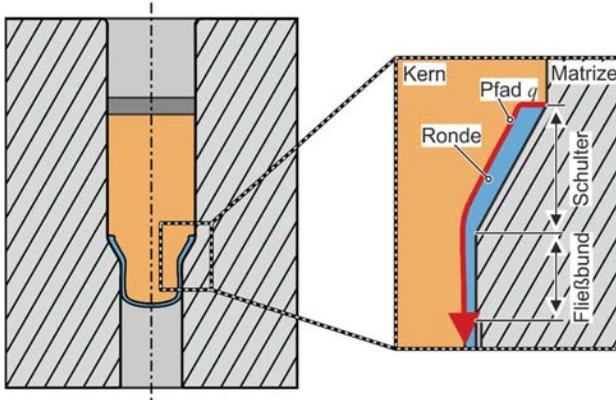


Bild 7.4: Ermittlung des Kontaktdrucks und der Oberflächenvergrößerung entlang des Auswertepfads q im numerischen Modell

Es wurde die Oberflächenänderung des Kerns ausgewertet, da dieser nach dem Tiefziehen keine plastische Umformung erfahren hat. Das **Bild 7.5** zeigt die numerisch ermittelte Oberflächenänderung und den Kontaktdruck entsprechend der Prozessparameter des Referenzsets entlang des Pfads q .

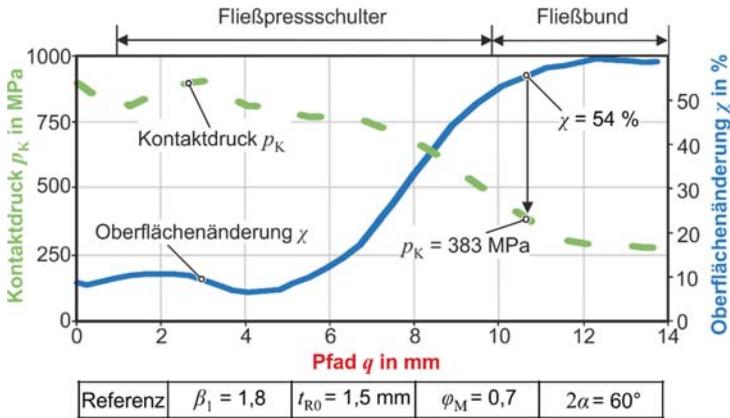


Bild 7.5: Oberflächenänderung und Kontaktdruck zwischen Kern und Rondenwerkstoff (Parameterset: Referenz)

Der Kontaktdruck ist vor dem Einlaufen des Werkstoffs in die Fließpressschulter maximal, da die Werkstoffpartner vor der Fließpressschulter der Matrize gestaut werden. Danach sinkt der Kontaktdruck degressiv, bis er nach dem Übergangsradius im Bereich des Fließbunds einen in etwa stationären Wert von ca. 17 MPa aufweist. Der Verlauf

der Kurve der Oberflächenänderung entlang des ausgewerteten Pfades q verhält sich konträr. Beim Einlaufen der Werkstoffpartner in die Fließpressschulter steigt Oberflächenänderung auf ungefähr $\chi = 9\%$. Erreichen diese ca. die Mitte der Fließpressschulter steigt die Oberflächenänderung weiter progressiv und endet in einem Plateau im Bereich des Fließbunds hinter dem Übergangsradius der Matrize bei einem Wert von $\chi = 58\%$. Ermittelt man den Kontaktdruck an der Stelle der Oberflächenvergrößerung der Verschweißungsparameter der Literatur von mindestens $\chi = 54\%$, erhält man einen Kontaktdruck von $p_K = 383$ MPa. Dieser ermittelte Kontaktdruck ist um 54% geringer als der geforderte Kontaktdruck der Literatur ($\chi = 54\%$, $p_K = 830$ MPa).

Des Weiteren wurden der Einfluss der Blechdicke t_{R0} und das Ziehverhältnis β_1 sowie der Umformgrad φ_M und der Schulteröffnungswinkel 2α der Fließpressmatrize auf den Kontaktdruck und die Oberflächenänderung untersucht. Die **Tabelle 7.1** zeigt den Kontaktdruck bei einer Oberflächenänderung $\chi = 54\%$, den maximal erreichten Kontaktdruck und die maximal erreichte Oberflächenänderung.

Tabelle 7.1: Einfluss der Prozessparameter auf den numerisch ermittelten Kontaktdruck p_K und die Oberflächenänderung χ entlang des Pfades n .

Parameterset	Kontaktdruck p_K		Maximale Oberflächenänderung χ_{\max}
	An der Stelle $X = 54\%$	Maximaler Kontaktdruck $p_{K,\max}$	
Referenz	383 MPa	954 MPa	57 %
$t_{R0} = 1$ mm	327 MPa	902 MPa	57 %
$t_{R0} = 2$ mm	425 MPa	976 MPa	55 %
$\beta_1 = 1,6$	361 MPa	881 MPa	55 %
$\beta_2 = 2$	396 MPa	955 MPa	56 %
$\varphi_M = 0,5$	-	843 MPa	50 %
$\varphi_M = 1$	657 MPa	1113 MPa	83 %
$2\alpha = 30^\circ$	-	676 MPa	47 %
$2\alpha = 90^\circ$	426 MPa	1003 MPa	59 %
Riss-Prozessgrenzen			
$\varphi_M = 1,2$, $2\alpha = 60$	711 MPa	1198 MPa	104 %
$\varphi_M = 1,0$, $2\alpha = 120^\circ$	675 MPa	1231 MPa	97 %

Die Parametervariationen $\varphi_M = 0,5$ und $2\alpha = 30^\circ$ erreichen nicht die zum Vergleich mit den Literaturwerten herangezogene Oberflächenänderung von $\chi = 54\%$, da zum Zeit-

punkt der maximalen Stempelkraft nur eine unzureichende Ausformung des Bauteilschafts und des Bauteilkopfs vorliegt (vgl. Kapitel 6.2.2). Eine Erhöhung der Blechdicke sowie des Ziehverhältnisses führen zu einem höheren Stahlanteil in der Umformzone. Dies führt zu einer Erhöhung des Kontaktdrucks. Ebenso bedingt eine Vergrößerung des Schulteröffnungswinkels eine größere Stauchung der Werkstoffe und somit auch eine Erhöhung des Kontaktdrucks. Die Verwendung einer Matrize mit größerem Umformgrad resultiert sowohl in einer Vergrößerung des Kontaktdrucks als auch in einer Oberflächenvergrößerung.

Die Ergebnisse der untersuchten Parametervariationen bestätigen die experimentell ermittelten Ergebnisse. Unter Anwendung des Tiefzieh-Verbundfließpressens der Werkstoffpaarung Aluminium EN AW-6060 und Stahl 1.4301 kann keine stoffschlüssige Verbindung hergestellt werden. Keine der simulierten Parametervariationen erreicht die in der Literatur geforderten Werte des Kontaktdrucks von $p_K = 830$ MPa bei einer Oberflächenänderung von mindestens $\chi = 54\%$. Selbst unter Anwendung der Parameter der Riss-Prozessgrenzen (Bild 5.20) mit einer Matrize mit $\varphi_M = 1,2$ und einem Schulteröffnungswinkel $2\alpha = 60^\circ$ bzw. $\varphi_M = 1$ und $2\alpha = 120^\circ$ können die Zielgrößen nicht erreicht werden. Die Ergebnisse der Untersuchungen der Entstehung stoffschlüssiger Verbunde zum Voll-Vorwärts-Verbundfließpressen von Ossenkemper et al. (2017) und Wohletz (2017), der höhere Werte der Oberflächenvergrößerung und des Kontaktdrucks für die stoffschlüssige Verbindung von Aluminium und Stahl angibt (EN AW-6082 T6, C45: $\chi = 150\%$, $p_K = 3,4 \cdot k_{f,Aluminium}$) als Ossenkemper et al. (2017), unterstützen die ermittelten Ergebnisse.

7.2 Untersuchungen zum Formschluss

Es konnte gezeigt werden, dass sich keine stoffschlüssige Verbindung durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen bei der untersuchten Werkstoffpaarung herstellen lässt. In diesem Kapitel werden die Bauteile hinsichtlich eines formschlüssigen Verbundes in Axial- und Torsionsrichtung untersucht.

*Axialer Formschluss*²

Im **Bild 7.6a** sind ein mittig entlang der Längsachse getrennter Napf und ein ebenso getrenntes Referenzbauteil zu sehen. Der für einen tiefgezogenen Napf typische Blechdickenverlauf, die durch die tangential Verjüngung der Ronde bedingte Aufdickung

²Ermittlung der Blechdickenverläufe im Rahmen der Projektarbeit von L. Engels: *Experimentelle Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens*, Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

am Napfrand sowie die Verjüngung der Blechdicke im Kontaktbereich hinter dem Kernkantenradius, sind zu erkennen.

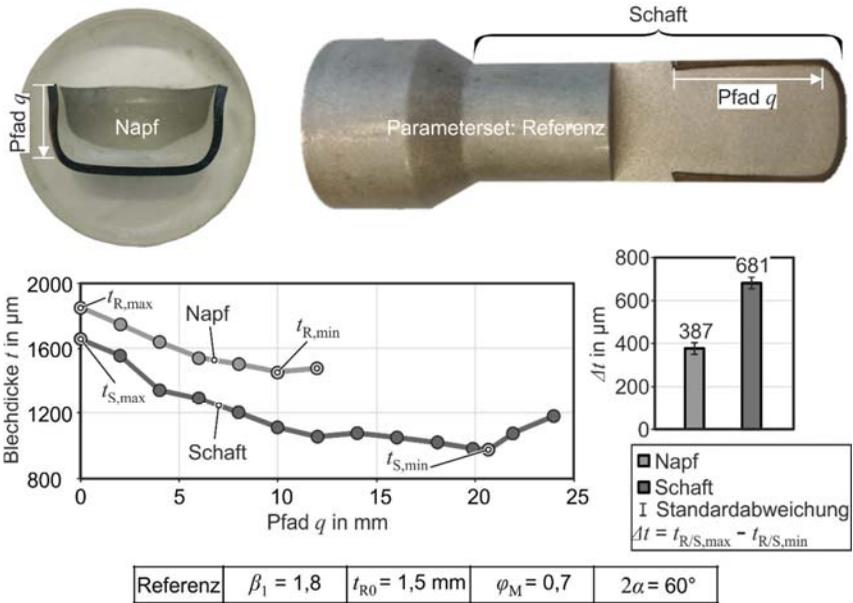


Bild 7.6: a) Getrennter Napf und Referenzbauteil zur Ermittlung des Blechdickenverlaufs b) Verlauf der Blechdicke des Napfes und des Referenzbauteils sowie der Vergleich der Differenz der maximalen und minimalen Blechdicke

Es wurden Messungen der Blechdicke an dem Lichtmikroskop Axioscope 5 der Firma Zeiss durchgeführt. In **Bild 7.6b** ist ein repräsentativer Blechdickenverlauf entlang des Pfads q für den Napf und den Schaft des Referenzbauteils dargestellt. Die ermittelte minimale Blechdicke $t_{R,min}$ wurde von der maximalen Blechdicke $t_{R,max}$ subtrahiert. Diese Differenz Δt_{R} ist für 5 Nöpfe bzw. Schäfte ermittelt worden und deren Durchschnittswert ist im Bild 7.6b zu sehen. Die Blechdickendifferenz nimmt nach dem Verbundfließpressen um 75 % zu. Der durch das Tiefziehen gegebene Blechdickenunterschied wird durch das Verbundfließpressen bzw. den Weiterzug zusätzlich erhöht. Nimmt man des Weiteren an, dass die Stelle der maximalen ($t_{R,max} = 1850 \mu\text{m}$) bzw. minimalen ($t_{R,min} = 1463 \mu\text{m}$) Blechdicke des Napfes auch die Stelle der maximalen ($t_{S,max} = 1656 \mu\text{m}$) bzw. minimalen ($t_{S,min} = 975 \mu\text{m}$) Blechdicke des Schaftes ist, kann der Umformgrad $\varphi_{t,max/min}$ in Blechdickenrichtung nach dem Verbundfließpressen wie folgt berechnet werden:

$$\varphi_{t,\max} = \left| \ln \left(\frac{t_{S,\max}}{t_{R,\max}} \right) \right|. \quad (7.2)$$

$$\varphi_{t,\min} = \left| \ln \left(\frac{t_{S,\min}}{t_{R,\min}} \right) \right|. \quad (7.3)$$

$$\varphi_{t,\min} = 0,57 > \varphi_{t,\max} = 0,11. \quad (7.4)$$

Der Umformgrad in Dickenrichtung $\varphi_{t,\max}$ ist um 81,5% geringer als der Umformgrad $\varphi_{t,\min}$. Die Verteilung der numerisch ermittelten Vergleichsdehnrate $\dot{\varphi}_v$ in **Bild 7.7** zeigt, dass sich am Ende des Fließbunds eine zweite Umformzone (weiß gestrichelt dargestellt) ausbildet.

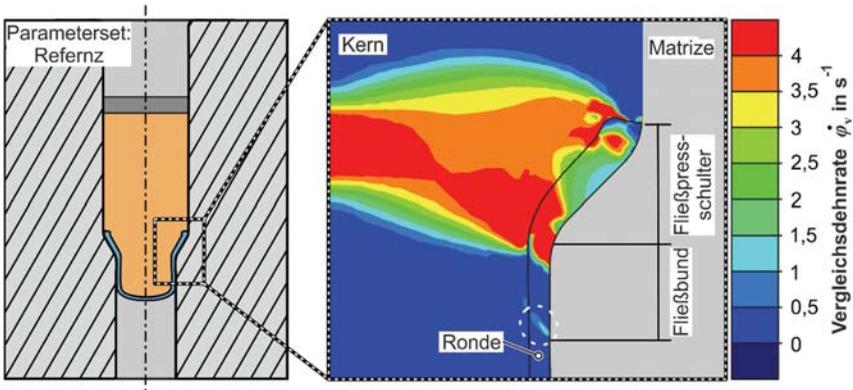


Bild. 7.7: a) Numerisch ermittelte Verteilung der Vergleichsdehnrate $\dot{\varphi}_v$

Der Rondenwerkstoff im Bereich der Fließpressschulter wird reibungsbedingt gebremst. Gleichzeitig drückt der Kernwerkstoff innerhalb des Napfs gegen den Napfboden. Dadurch entstehen axiale Zugspannungen in der Napfzarge (Bereich Fließbund), die zur Plastifizierung und somit zur Minimierung der Blechdicke führen. Der aufgedickte Rand des Napfes ist von diesem Effekt nicht betroffen. Wenn der Napfrand den Fließbund verlässt, wird dieser unmittelbar auf die Werkstoffflussgeschwindigkeit des voreilenden Kernmaterials beschleunigt (vgl. Kap. 5.4.1). Es treten keine Zugspannungen auf, die zu einem Überschreiten der Fließgrenze des Werkstoffs und somit zu einer Verjüngung der Blechdicke des Napfrands beim Verlassen des Fließbundes führen.

Die Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses des Ziehverhältnisses β_1 , der Blechdicke t_{R0} , des Schulteröffnungswinkels 2α und des Umformgrads der Fließpressmatrize φ_M auf die Blechdickenverteilung und die Differenz der maximalen und minimalen

Blechdicke Δt_s werden im Folgenden dargestellt. Zusätzlich werden die Beeinflussung der Blechdickenverteilung nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen durch die Niederhalterkraft, repräsentiert durch die Federkonstante C , und des Kernkantenradius r_{kk} , die nach Klamsr (1994) und Farr (2002) einen großen Einfluss auf die Blechdickenverteilung nach dem konventionellen Tiefziehen haben, analysiert.

In **Bild 7.8** wird gezeigt, dass die Erhöhung des Ziehverhältnisses von $\beta_1 = 1,8$ auf $\beta_1 = 2$ die Differenz zwischen der maximalen und der minimalen Blechdicke um 31 % erhöht.

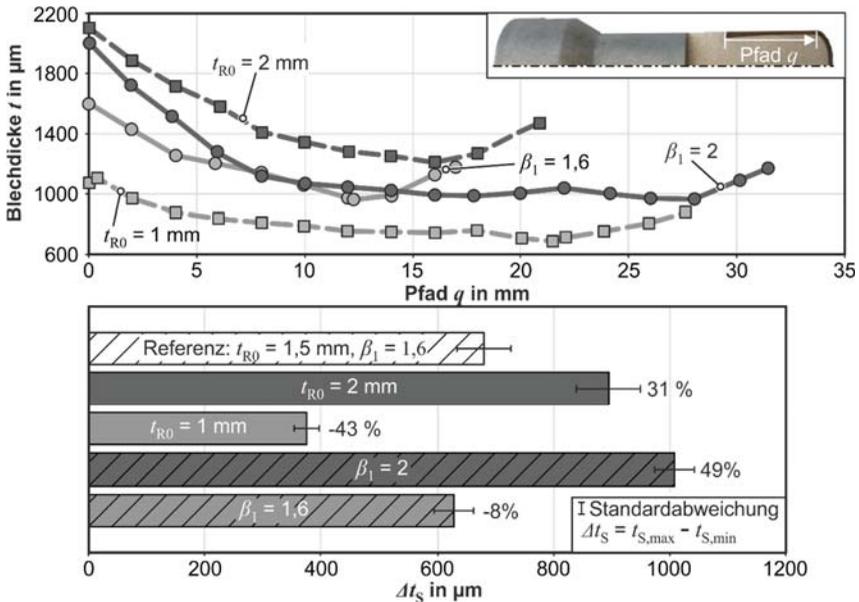


Bild. 7.8: a) Einfluss des Ziehverhältnisses β_1 und der Blechdicke t_{R0} auf den Blechdickenverlauf und b) die Differenz Δt_s der maximalen und minimalen Blechdicke nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen

Eine Erhöhung der Ausgangsblechdicke von $t_{R0} = 1,5$ mm auf $t_{R0} = 2$ mm führt ebenfalls zu einer Verbesserung (49 %) des axialen Formschlusses. Ein höheres Ziehverhältnis bedingt eine größere Blechdicke am Napfrand nach dem Tiefziehen. Der größere Stahlanteil in der Matrizenschulter führt zu einer Erhöhung des Kontaktdrucks zwischen Rondenwerkstoff und Matrizenschulter. Dies resultiert in einer größeren Umformung in Richtung der Blechdicke nach dem Fließbund.

Eine Erhöhung der Federkonstante auf $C = 619$ N/mm um mehr als die Hälfte der Federkonstante des Referenzsets führt zu einer Steigerung des axialen Hinterschnittniveaus von 7 % (**Bild 7.9**). Die Blechdicke am Napfrand nach dem Tiefziehen wird mi-

nimiert, da aufgrund der höheren Niederhalterkraft mehr Werkstoff in die radiale Richtung fließt. Die minimale Blechdicke ist aufgrund der höheren Zugbelastung zur Überwindung der Niederhalterkraft ebenfalls geringer.

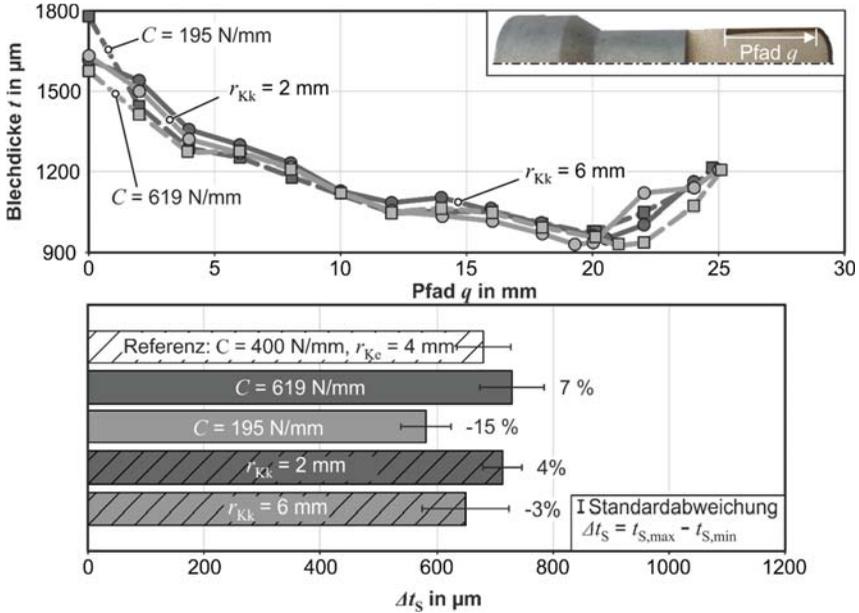


Bild. 7.9: a) Einfluss der Federkonstante C des Niederhalters und des Kernkantenradius r_{kk} auf den Blechdickenverlauf und b) die Differenz Δt_s der maximalen und minimalen Blechdicke nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen

Der Kernkantenradius ist mit dem Stempelkantenradius des konventionellen Tiefziehens gleichzusetzen. Eine Halbierung des Kernkantenradius führt somit zu einer Minimierung der Blechdicke in der Napfzarge nach dem Tiefziehen, wie vorherige Untersuchungen zum konventionellen Tiefziehen (Doege, 1963) bereits ermittelten. Dies bedingt eine Erhöhung der axialen formschlüssigen Verbindung nach dem Verbundfließpressen um 4 %.

Der Einfluss der Matrizengeometrie auf den axialen Formschluss wird in **Bild 7.10** dargestellt. Eine Erhöhung des Umformgrades der Matrize φ_M führt sowohl zu einer Verringerung der maximalen Blechdicke als auch zu einer Verringerung der minimalen Blechdicke am Bauteilschaft. Die Verringerung der minimalen Blechdicke dominiert die Verringerung der maximalen Blechdicke und resultiert in einer Erhöhung des axialen Formschlussniveaus um 30 %. Wird der Schulteröffnungswinkel um 50 % vergrößert, bedingt dies einen höheren Druck in der Umformzone. Die größeren von der Ronde

zu überwindenden Reibkräfte resultieren in einer Vergrößerung der Differenz der maximalen und minimalen Blechdicke Δt_s um 33 %.

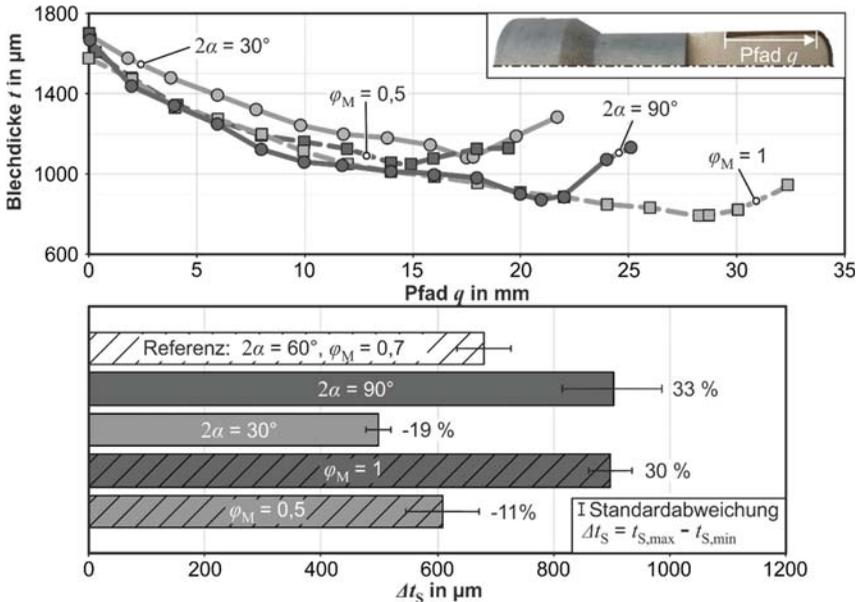


Bild 7.10: a) Einfluss des Umformgrads φ_M und des Schulteröffnungswinkels 2α der Matrize auf den Blechdickenverlauf und die Differenz Δt_s der maximalen und minimalen Blechdicke nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen

Formschluss in Umfangsrichtung

Neben dem gezeigten axialen Formschluss, der durch das Tiefziehen bedingt und durch das anschließende Verbundfließpressen noch vergrößert wird, kann auch ein Formschluss in Umfangsrichtung festgestellt werden. Das anisotrope Materialverhalten führt zu einer Zipfelbildung am Napfrand. Die Ausprägung der Zipfelbildung steigt mit steigendem Ziehverhältnis, Umformgrad und Schulteröffnungswinkel der Matrize und ist ebenfalls von der ebenen Anisotropie des Werkstoffs abhängig. Das **Bild 7.11** zeigt den Übergangsbereich des mit Stahl ummantelten Schaftes zu dem rein aus Aluminium bestehenden Schaftbereichs.

Es wird angenommen, dass aufgrund des anisotropen Materialverhaltens auch die Blechdicke in Umfangsrichtung nicht homogen ist. Um diese Theorie zu überprüfen, ist die Rundheit des äußeren und inneren Durchmessers auf mittlerer Höhe der Napfgeometrie eines Referenzbauteils nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen mit dem taktilen Koordinatenmesssystem Prismo Vast der Firma Zeiss vermessen worden.

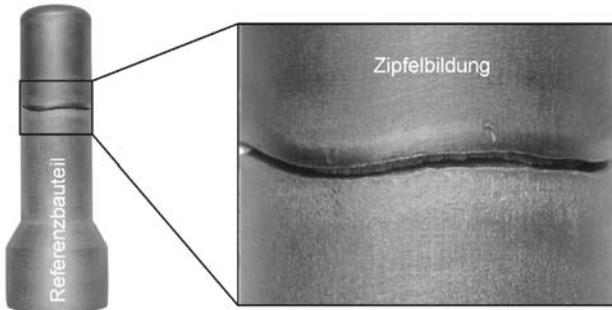


Bild 7.11: Zipfelbildung des Napfs am Schaft des Referenzbauteils

Im Vorfeld wurde der sich im Stahlnapf befindliche Aluminiumwerkstoff entfernt. Um die Innengeometrie nicht zu beschädigen, ist auf eine spanende Bearbeitung verzichtet und das Aluminium durch Beizen mit einer Lösung von 200 g/l Ätznatron in Wasser entfernt worden. Das **Bild 7.12** zeigt die Rundheitsschriebe der Innen- und Außenkontur der Napfmitte nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen.

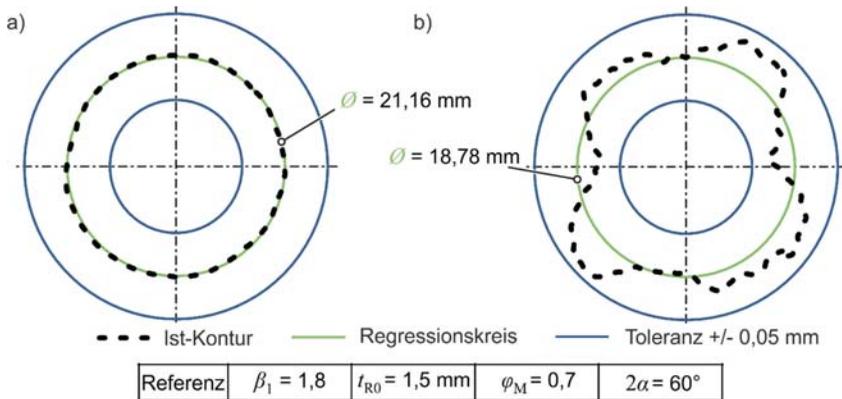


Bild 7.12: Rundheitsschriebe der Napfmitte nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen (Referenz) a) Außenkontur b) Innenkontur

Der grüne Kreis stellt den ermittelten Regressionskreis, das heißt eine Kreisgeometrie mit dem minimalen aufsummierten quadratischen Abstand aller Messwerte zu sich selbst, dar. Der Regressionskreis der Außenkontur weicht um ein Hundertstel von dem Soll-Durchmesser des Fließbunds der Matrize ($\varphi_M = 0,7$ $2\alpha = 60^\circ$, $d_{FB} = 21,15 \text{ mm}$) ab. Die Messwerte der Außenkontur zeigen im Vergleich mit dem Regressionskreis der Außenkontur die sehr guten Rundheitseigenschaften des ummantelten Bauteilschaftes.

Die Messpunkte der Innenkontur weichen deutlich von dem errechneten Regressionskreis in der umlaufenden Form der Zipfelbildung ab. Diese Abweichungen der Blechdicke führen zu einem Formschluss in Umfangsrichtung. Die Differenz zwischen der maximalen und minimalen Abweichung zum Regressionskreis beträgt 0,08 mm.

Mikroformschluss

Zusätzlich zu den ermittelten makroskopischen Formschlüssen, bedingt durch die heterogene Blechdickenverteilung sowohl in axialer als auch in Umfangsrichtung, wird angenommen, dass ein Mikroformschluss aufgrund der gestrahlten Rondonoberfläche (Bild 7.13) vorliegt. Diese Oberflächenstrukturierung der Ronde ist mit einem Hinterschnitt gleichzusetzen, in die der weichere Aluminiumwerkstoff während des Verbundfließpressens fließt.

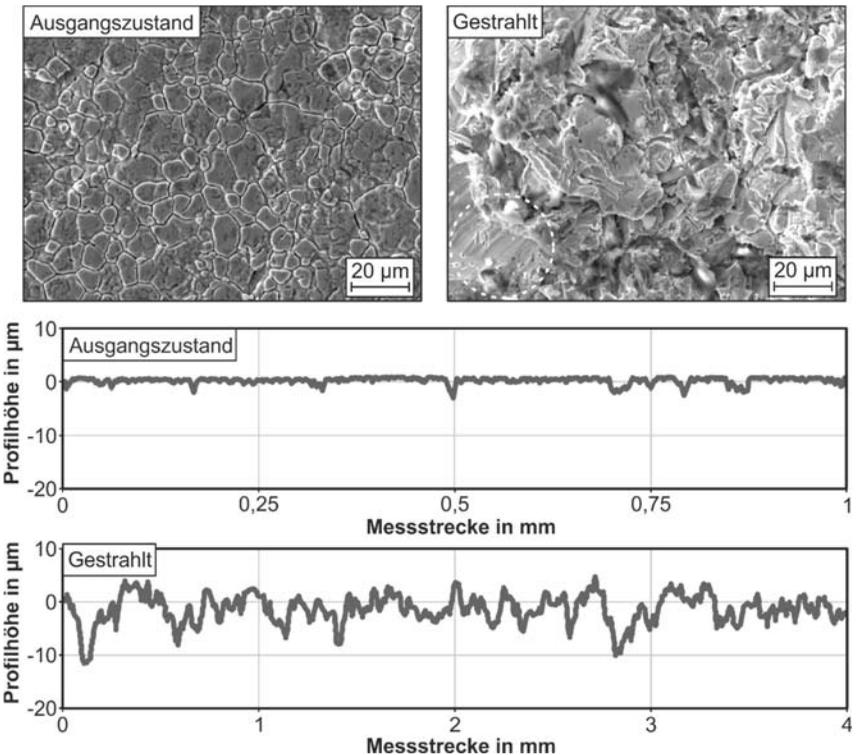


Bild 7.13: REM –Aufnahmen in 1000-facher Vergrößerung und Rauheitsprofil einer Rondonoberfläche im Ausgangszustand und mit gestrahlter Oberfläche

Um die Oberflächenstrukturen vor und nach dem Sandstrahlen bewerten zu können,

wurden diese in tausendfacher Vergrößerung mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops aufgenommen. Die Aufnahme der Rondonoberfläche des Ausgangszustands in tausendfacher Vergrößerung weist eine intakte Kornstruktur ohne Niveauunterschiede in der Tiefe auf. Die Aufnahme der gestrahlten Oberfläche zeigt, dass das Strahlmittel nicht ganze Körner aus der Oberfläche herausgelöst hat, sondern eine transkristalline, also Korngrenzen übergreifende Beschädigung der Oberfläche eingestellt wird. Zusätzlich werden Einschlüsse, vermutlich Mangansulfide, aus der Eisen-Kohlenstoffmatrix (Bild 7.13, weiß gestrichelt) herausgelöst.

Die Auswirkungen des Strahlens auf die Rauheit wurde durch die Aufnahme von Rauheitsprofilen nach DIN 4287 mit dem taktilen Messgerät MarSurf XR 20 der Firma Mahr eruiert. Exemplarisch wird in Bild 7.13 jeweils ein Rauheitsprofil dargestellt. Es wurde sowohl die gestrahlte Oberflächentopographie als auch die Oberflächentopographie im Ausgangszustand an drei Messstellen erfasst. Die Durchschnittswerte des arithmetischen Mittenrauwerts R_a und der gemittelten Rautiefe R_z sowie der Durchschnittswert der maximale Einzelrautiefe R_{max} werden in **Tabelle 7.2** dargestellt.

Tabelle 7.2: Rauheitskennwerte der Rondonoberfläche im Ausgangs- und im gestrahlten Zustand

Rauheitskennwert	Oberflächenstruktur Ronde		Änderung der Rauheitskennwerte
	Ausgangszustand	Gestrahlt	
R_a	0,17	2,37	1426 %
R_z	1,88	15,24	809 %
R_{max}	3,13	17,83	569 %

Der Vergleich der Rauheitskennwerte vor und nach dem Sandstrahlen zeigt eine deutliche Änderung von bis zu 1426 %. Wie sich die Änderung der Oberflächentopographie auf die Verbundfestigkeit auswirkt, wird in **Kapitel 7.4** analysiert.

7.3 Untersuchungen zum Kraftschluss

Im vorherigem Kapitel wurde gezeigt, dass durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen eine formschlüssige Verbindung zwischen den Werkstoffpartner vorliegt. In diesem Kapitel wird der Frage nachgegangen, ob sich ergänzend zu dem Formschluss noch ein Kraftschluss zwischen den Verbundpartnern nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen eingestellt hat.

Numerische Untersuchung zum Kraftschluss

Das Verhältnis zwischen der Anfangsfließspannung k_{F0} und dem Elastizitätsmodul E ist im Fall des Kernwerkstoffs (EN AW-6060, $E_K = 69$ GPa, $k_{F0,K} = 248$ MPa) in etwa das

2,4-fache des Verhältnisses zwischen der Anfangsfließspannung und dem Elastizitätsmodul des Rondenwerkstoffs (1.4301, Blechdicke $t_{R0} = 1,5$ mm, $E_R = 205$ GPa, $k_{R0,R} = 322$ MPa). In numerischen Untersuchungen kann ein Kontaktdruck zwischen dem Kernwerkstoff (EN AW-6060) und dem umgebenden Rondenwerkstoff (Stahl 1.4301) festgestellt werden. Der numerisch ermittelte Kontaktdruck bei Anwendung der Referenzparameter wird exemplarisch in **Bild 7.14** gezeigt.

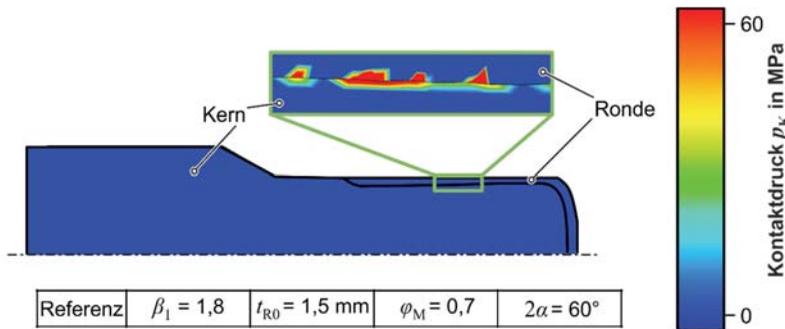


Bild 7.14: Numerisch ermittelter Kontaktdruck zwischen Ronde und Kern am Schaft (Referenz)

Der Kernwerkstoff federt nach dem Auswerfen des Verbundbauteils tangential elastisch stärker zurück als der Rondenwerkstoff. Es stellt sich ein Kontaktdruck zwischen den Werkstoffpartnern ein, der in einer kraftschlüssigen Verbindung zwischen Fügeflächen resultiert.

Experimenteller Nachweis des Kraftschlusses

Es wird angenommen, dass die durch das Hüllmaterial behinderte elastische Rückfederung des Kernwerkstoffs einerseits zu tangentialen Druckspannungen im Kern und andererseits zu tangentialen Zugspannungen im Hüllmaterial führen. Um diese Theorie zu überprüfen, wurden die tangentialen Eigenspannungen auf mittlerer ummantelter Länge l_u der Stahlhülle an drei Stellen um den Umfang an je drei Bauteilen des jeweils untersuchten Parametersets ermittelt. Die Messung erfolgt mit dem Messgerät XSTRESS 3000 G2/G2R der Firma Stresstech GmbH. Das **Bild 7.15** zeigt den Messaufbau und die Lage der Messstellen. Die Messstellen mussten vor der Messung vorbereitet werden, um einen Einfluss der Beschichtung und der lokalen Belastungshistorie durch Tribologieunterschiede der Oberfläche auf die Messung auszuschließen. Die bekannten mechanischen Präparationsverfahren aus der Metallografie, Schleifen und Polieren, konnten nicht zum Einsatz kommen, da die mechanische Bearbeitung den Eigenspannungszustand verändern würde (Salonitis, 2014). Daher wurde der Werkstoff an der Oberfläche durch elektrolytisches Polieren um ca. 0,01 mm abgetragen. Die Werte der gemessenen tangentialen Eigenspannungen werden in **Bild 7.16** gezeigt.

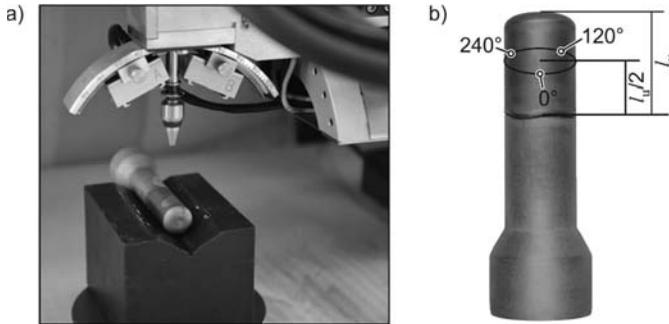


Bild 7.15: a) Aufbau der röntgenografische Eigenspannungsmessung b) Lage der Messstellen

Die röntgenografisch ermittelten Eigenspannungsmessungen unterstützen die Hypothese der kraftschlüssigen Verbindung. Es werden ausschließlich hohe tangentiale Zugspannungen gemessen.

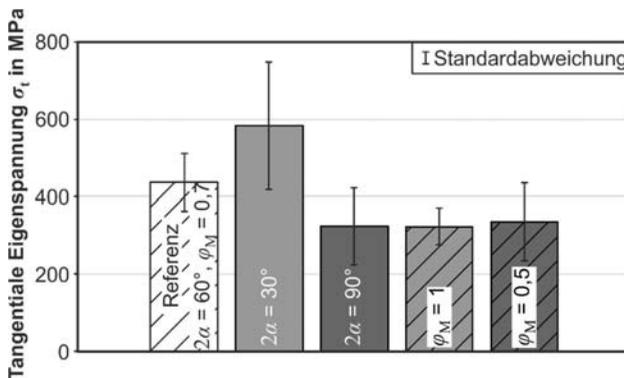


Bild 7.16: a) Einfluss des Umformgrads φ_M und des Schulteröffnungswinkels der Matrice 2α auf die tangentialen Eigenspannungen des Stahlmantels

Die gemessenen Eigenspannungen könnten aber auch durch die inhomogene plastische Umformung von Bauteilmitte zum Bauteilrand begründet sein. Daher darf das Ergebnis der Eigenspannungsmessung nur als Indiz für das Vorliegen eines Kraftschlusses verstanden werden. Um einen signifikanten Einfluss der Herstellung bzw. dieser inhomogenen Umformung auszuschließen, wird zusätzlich die Stahlhülle mittig einseitig geschlitzt um den möglichen Anteil der Eigenspannungen, resultierend aus einer inhomogenen plastischen Umformung, auszulösen. Zur Minimierung des Temperatureinflusses

durch das mechanische Trennverfahren, wurden die Stahlhüllen aller untersuchten Bauteile (Bild 5.5b) in einer Feintrennmaschine unter ständiger Kühlmittelflutung getrennt. Das **Bild 7.17** zeigt exemplarisch ein Bauteil mit geschlitzter Stahlhülle.

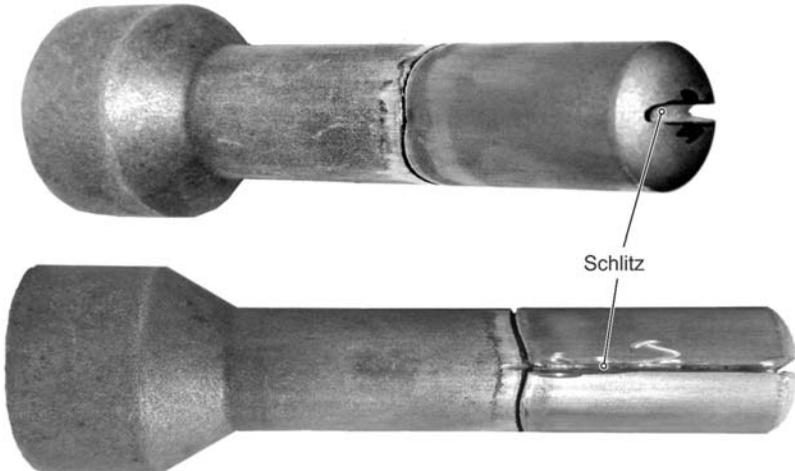


Bild 7.17: Bauteil mit geschlitzter Stahlhülle hergestellt mit Umformgrad der Matrize $\varphi_M = 1,2$ (Schaftdurchmesser = 18,2 mm, Schlitzbreite: 1,5 mm, Schlitztiefe: 2,5 mm)

Nach dem Schlitzen ließen sich die Stahlhüllen bei allen untersuchten Bauteile nicht manuell vom Bauteilschaft, weder in axialer noch in Umfangsrichtung, separieren. Das bedeutet, dass der Kern elastisch weiter tangential aufgedeutert ist als die Ronde und eine kraftschlüssige Verbindung besteht. Der Kern und das geschlitzte Hüllmaterial sind weiterhin kraftschlüssig verbunden. Die experimentellen Untersuchungen bestätigen die Hypothese der kraftschlüssigen Verbindung aufgrund der unterschiedlichen Verhältnisse zwischen der Anfangsfließspannung und dem Elastizitätsmodul des Kern- $k_{f0,K}/E_K$ und Rondenwerkstoffs $k_{f0,R}/E_R$.

7.4 Ermittlung der Verbundfestigkeit

Es konnte gezeigt werden, dass keine stoffschlüssige Verbindung zwischen den verwendeten Werkstoffpartnern durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen hergestellt werden konnte. Eine form- und kraftschlüssige Verbindung stellt sich prozessbedingt ein. In diesem Kapitel wird die Leistungsfähigkeit dieses Verbundes zwischen dem Aluminiumkern und der Stahlronde analysiert.

Verbundfestigkeit in axialer Richtung

Die Verbundfestigkeit zwischen Aluminiumkern und Edelstahlronde in Längsrichtung des Schaftes wurde mit Hilfe eines Push-Out-Tests quantifiziert. Der erstmalig von Marshall (1984) zur Charakterisierung der Grenzflächenscherfestigkeit von faserverstärkten Keramikwerkstoffen entwickelte und in einer Maschine für Mikrohärtemessungen durchgeführte Test wurde auf die Gegebenheiten der Tiefzieh-Verbundbauteile angepasst.

Die Push-Out-Probe ist durch Drehoperationen aus dem Schaft des Bauteils angefertigt worden. Das **Bild 7.20** verdeutlicht die Probenherstellung. Zuerst wurde der Stahlanteil an der Stirnseite des Schaftes abgedreht und eine Tasche zur Positionierung des Push-Out-Stempels geschaffen.

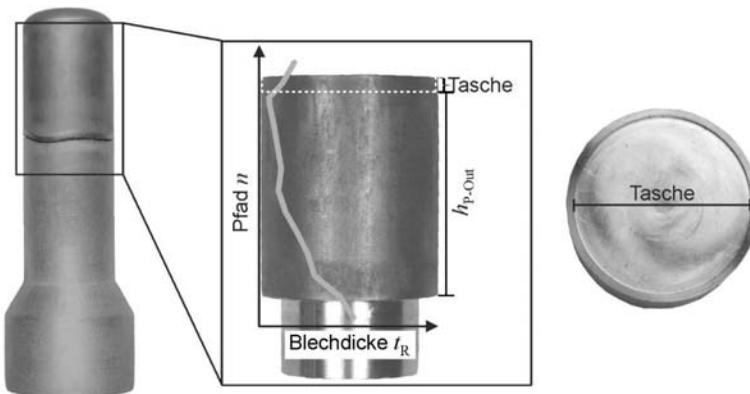


Bild 7.17: Position der Push-Out-Proben-Entnahme und Probengeometrie exemplarisch gezeigt an einem Referenzbauteil

Anschließend sind die Zipfel entfernt worden. Die dadurch entstandene, plane Fläche des aufgedickten Napfrandes diente als Auflagefläche der Probe in der Ausdrückmatrize. Es ist zu erwähnen, dass durch die Probenherstellung ein Teil des axialen Hinterchnitts durch das Abdrehen der Zipfelbildung entfernt wurde.

Der Werkzeugaufbau wird in eine Universalprüfmaschine mit einer maximalen Vorschubkraft von 250 kN eingebaut. Der schematische Aufbau des Push-Out-Tests ist in **Bild 7.18a** dargestellt.

Die Push-Out-Probe wurde in die Push-Out-Matrize eingelegt. Nur die umhüllende Stahlronde war in Kontakt mit der Matrize, damit der Kern ohne Restriktionen aufgrund des Versuchsaufbaus aus der Ronde gedrückt werden konnte. Nachfolgend ist der Stempel mittig in der Tasche der Probe positioniert worden. Die obere Stauchbahn verfährt und sobald diese in Kontakt mit dem Stempel kam, detektiert durch eine Vorkraft von

10 N, begann der Push-Out-Test mit einer konstanten Stempelgeschwindigkeit von 0,01 mm/s. Der Kern wurde entgegen des Hinterschnitts aus dem umgebenden Rondenerwerkstoff gedrückt.

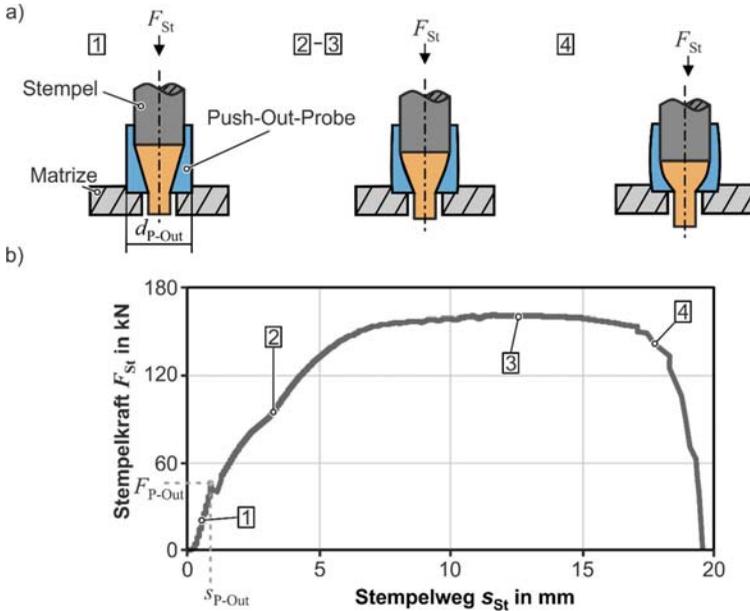


Bild 7.18: a) Schematischer Aufbau und Ablauf des Push-Out-Tests b) Kraft-Weg-Verlauf mit vier charakteristischen Bereichen

Janczak et al. (1996) geben eine Gliederung des Kraft-Weg-Verlaufs in vier charakteristische Bereiche an, die auch in den Stempelkraftverläufen dieser Versuche zu erkennen sind (**Bild 7.18b**). Zu Beginn, in Phase eins, kommt es zu einem linearen Kraftanstieg bei dem die Verbundzone vollständig unbeschädigt ist. Folgend auf dem ersten lokalen Maximum am Ende des linearen Anstiegs, kommt es in Phase zwei zu einem ersten lokalen Versagen der Grenzschicht. Bei weiterer Stempelbewegung baucht aufgrund des Formschlusses die Probe aus und der Verbund versagt vollständig am globalen Kraftmaximum in Bereich drei. Nach Erreichen der maximalen Stempelkraft sinkt diese kontinuierlich aufgrund der stetig abnehmenden Reibfläche zwischen Kern und Ronde, wie in Bereich vier zu sehen ist.

Die Verbundfestigkeit τ_B ist die Scherfestigkeit der Grenzfläche zwischen den Werkstoffpartnern und lässt sich durch das Verhältnis von Push-Out-Kraft F_{P-Out} und Grenzfläche A_{P-Out} berechnen.

$$\tau_B = \frac{F_{P-Out}}{A_{P-Out}}. \quad (7.5)$$

Da die Innenkontur, also der Blechdickenverlauf der Push-Out-Probe nicht bekannt ist, wird angenommen, dass die Blechdicke t_{R0} im Mittel vorherrscht. Mit dem Außendurchmesser der Push-Out-Probe d_{P-Out} und der Höhe der Push-Out-Probe h_{P-Out} wird die Grenzfläche A_G berechnet.

$$A_G = \pi \cdot (d_{P-Out} - t_{R0}) \cdot (h_{P-Out} - s_{P-Out}). \quad (7.6)$$

Der Höhenanteil der Grenzfläche ergibt sich aus der Gesamthöhe des Stahlmantels der Push-Out-Probe h_{P-out} (Bild 7.17), minimiert um den Stempelweg s_{P-out} . Die Kraft F_{P-Out} ist die maximale Kraft, bei der der Verbund zwischen den Werkstoffpartnern noch intakt ist und ist daher mit der Kraft des ersten lokalen Maximums (Bereich 1, Bild 7.18b) des Stempelpfades gleichzusetzen.

Da es sich bei der ermittelten Verbundfestigkeit um eine Scherfestigkeit handelt, ist die ermittelte Verbundfestigkeit τ_B mit der Schubfließgrenze k der Werkstoffpartner verglichen worden. Ist die Verbundfestigkeit gleich oder höher als die Schubfließspannung des weicheren Werkstoffpartners, in diesem Fall des Aluminiums, ist von einer stoffschlüssigen Verbindung auszugehen. Folgende Gleichung beschreibt die Berechnung der Schubfließgrenze k bei Kenntnis der Fließspannung k_f nach Tresca.

$$k = \frac{k_f}{2}. \quad (7.7)$$

Ergebnisse der Push-Out-Tests

Der Einfluss der Variation der Anfangsblechdicke t_{R0} , des Umformgrads φ_M und des Schulteröffnungswinkels 2α auf die Verbundfestigkeit τ_B in axialer Richtung wird in **Bild 7.19** dargestellt. Ebenso wird die Verbundfestigkeit der Bauteile gefertigt nach den Referenzparametern sowie die prozentuale Abweichung der Verbundfestigkeit der Variationen zu der Verbundfestigkeit der Referenzbauteile gezeigt. Je Parameterset wurden fünf Push-Out-Proben gefertigt und anschließend der Kernwerkstoff aus dem umgebenden Rondenwerkstoff ausgedrückt.

Die Verbundfestigkeit der Bauteile, gefertigt nach den Referenzparametern, beträgt im Durchschnitt 28 MPa. Im Vergleich zu der Anfangsschubfließgrenze des verwendeten Aluminiumwerkstoffs EN AW-6060 von $k = 124$ MPa erreichen die Referenzbauteile eine Verbundfestigkeit von 23 % der Schubfließgrenze des Aluminiums.

Eine Erhöhung der Blechdicke, des Umformgrads der Matrize und des Schulteröffnungswinkels führen zu einer Erhöhung des axialen Hinterschnittniveaus Δt_s . Diese Erhöhung des Hinterschnittniveaus ist im Vergleich zum Hinterschnittniveau der Referenzbauteile bei diesen drei untersuchten Prozessparametern in etwa gleich bei 30% (vgl. **Kap 7.2**). Ebenfalls ist eine Erhöhung der Verbundfestigkeit bei Erhöhung dieser Prozessparameter festzustellen. Im Fall der Blechdickenerhöhung von $t_R = 1,5$ mm auf $t_R = 2,0$ mm ($\tau_B = 50$ MPa) steigt die Verbundfestigkeit um 78 %. Das bedeutet bezogen auf die der Anfangsschubfließgrenze des Kernwerkstoffs, dass die Verbundfestigkeit maximal 41 % der Anfangsschubfließgrenze des Kernwerkstoffs beträgt. Ossenkemper et al. (2019) konnten sowohl experimentell als auch analytisch nachweisen, dass bei steigender Wandstärke von Voll-Vorwärts fließgepressten Verbundwellen (Aluminiumkern und Stahlmantel) der verbleibende Kontaktdruck nach der Bauteilherstellung steigt. Überträgt man diese Erkenntnis auf den deutlichen Anstieg der Verbundfestigkeit bei Erhöhung der Blechdicke, ist zusätzlich zum Formschluss eine Erhöhung der kraftschlüssigen Verbindung für den Anstieg der Verbundfestigkeit verantwortlich.

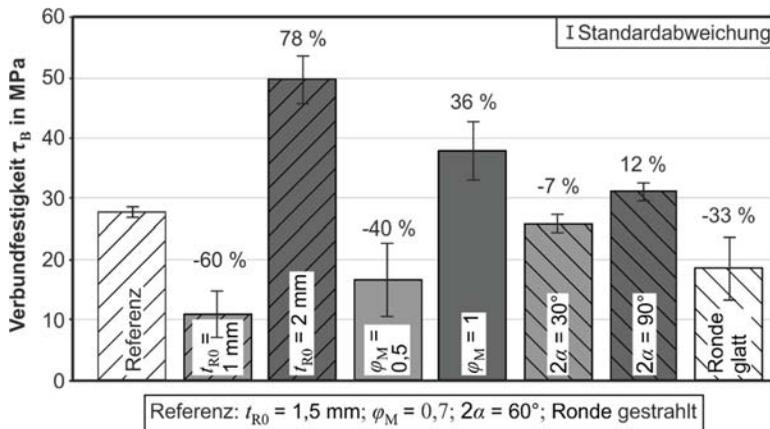


Bild 7.19: Verbundfestigkeit in axialer Richtung der Referenzbauteile und bei Variation der Blechdicke t_{R0} , Umformgrad φ_M und Schulteröffnungswinkel 2α sowie der Oberflächenbeschaffenheit der Ronde

Bei Verwendung der Ronde mit einer nicht durch Sandstrahlen strukturierten Kontaktfläche sinkt die Verbundfestigkeit um 33 %. Die Annahme eines vorliegenden Mikroschlusses, bedingt durch die Oberflächenstrukturierung nach dem Sandstrahlen der Ronde, kann ebenfalls durch die Ergebnisse des Push-Out-Tests bestätigt werden.

Verbundfestigkeit in Umfangsrichtung³

Als Basis des Versuchsaufbaus diente ein Bohrdynamometer des Herstellers Kistler. Mit diesem ist es möglich, ein Moment von bis zu 200 Nm zu messen. Das **Bild 7.20** zeigt den Versuchsaufbau bei einer geklebten Verbindung zwischen Stahlmantel des Bauteils und Probenaufnahme des Schaftes.

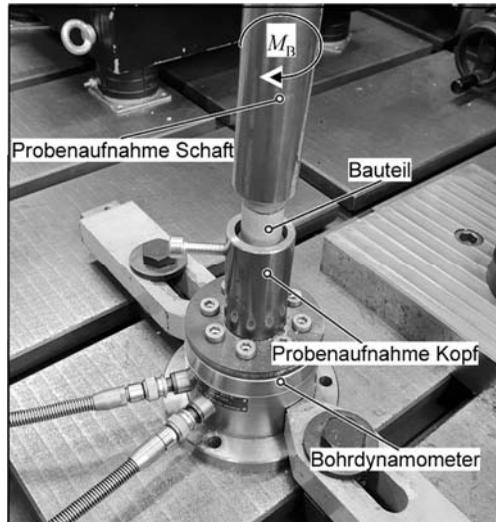


Bild 7.20: Verbundfestigkeit in axialer Richtung der Referenzbauteile und bei Variation der Blechdicke t_{R0} , Umformgrad φ_M und Schulteröffnungswinkel 2α sowie der Oberflächenbeschaffenheit der Ronde

Um die torsionale Verbundfestigkeit nicht zu beeinflussen, kam keine kraftgebundene Einspannung zwischen der Probenaufnahme des Schaftes und der stahlummantelten Oberfläche des Bauteils zur Anwendung. Die Proben wurden mit verschiedenen Hochleistungsklebern (maximal zulässige Scherspannung = 32MPa) mit der Probenaufnahme des Schaftes verbunden. Bei sämtlichen Versuchen mit Bauteilen der Parametervariation $\varphi_M = 0,5$ versagte die Klebeverbindung und der Verbund blieb intakt.

Zusätzlich wurde versucht, durch eine Punktschweißverbindung den umhüllenden Stahl des Schaftes mit einer Probenaufnahme zu verbinden. Hier zeigte sich, dass aufgrund

³ Ermittlung der Verbundfestigkeit in Umfangsrichtung im Rahmen der Projektarbeit von P. Bandura: Verbundcharakterisierung des Tiefzieh-Verbundfließpressens, Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

der Dünnwandigkeit des Stahls in Kombination mit dem Wärmeeintrag beim Schweißen, das Aluminium im Kern an der Grenzschicht aufgeschmolzen wurde. Eine Schweißverbindung beeinflusst die Eigenschaften des Verbundes zwischen Kern und Ronde und ist daher nicht geeignet.

Abschließend ist festzuhalten, dass als untere Grenze der Verbundfestigkeit in Umfangsrichtung die Scherfestigkeit des Hochleistungsklebers von 32 MPa bei Bauteilen mit einem Umformgrad $\varphi_M = 0,5$ angegeben werden kann. Die Versuchsreihe konnte nur eine Untergrenze der torsionalen Verbundfestigkeit von 32 MPa ermitteln.

7.5 Fazit zur Verbundart und -festigkeit

Es kann numerisch und experimentell gezeigt werden, dass keine stoffschlüssige Verbindung zwischen den verwendeten Werkstoffpartnern Aluminium und Edelstahl durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen herzustellen ist. Die auf Basis vorangegangener Arbeiten ermittelten benötigten Werte, des Kontaktdrucks und der Oberflächenvergrößerung zur Herstellung eines Stoffschlusses, können nicht erreicht werden.

Durch Messungen der tangentialen Eigenspannungen der umhüllenden Stahlronden in Kombination mit dem Schlitzen der Ronden entlang des Schaftes der Bauteile konnte eine kraftschlüssige Verbindung zwischen den Verbundpartnern ermittelt werden. Der Kraftschluss wird auf das unterschiedliche elastische Rückfederungsverhalten der Werkstoffe aufgrund der unterschiedlichen Elastizitätsmodule zurückgeführt.

Der erste Tiefziehvorgang führt prozessbedingt zu einer Vergrößerung der Blechdicke im Randbereich des Napfes und zu einer Minimierung der Blechdicke oberhalb des Kontaktbereichs zwischen Kernkantenradius und der Napfwand. Beim anschließenden Verbundfließpressen wird die Differenz der maximalen und minimalen Blechdicke, also der Formschluss in axialer Richtung, vergrößert. Die Ergebnisse der Blechdickenmessung zeigen, dass

- eine große Anfangsblechdicke der Ronde t_{R0} ,
- ein großes Ziehverhältnis β_1 ,
- ein hoher Umformgrad beim Verbundfließpressen φ_M ,
- und ein großer Schulteröffnungswinkel 2α

zu einer Erhöhung des Formschlusses in axialer Richtung des Bauteils führen. Diese Zusammenhänge gelten ebenso für das Erreichen eines hohen Kontaktdrucks und einer hohen Oberflächenvergrößerung während des Verbundfließpressens.

Es konnte in Push-Out-Tests gezeigt werden, dass eine Vergrößerung der Differenz zwischen maximaler und minimaler Blechdicke der Stahllummantelung zu einer Erhöhung der axialen Verbundfestigkeit von maximal 41 % der Anfangsschubfließgrenze des

Kernwerkstoffs führt. Ebenso konnte in Push-Out-Tests gezeigt werden, dass das Sandstrahlen der Ronde in einem Mikroformschluss zwischen Kern und Ronde resultiert.

Die Zipfelbildung führt zu einem Formschluss in Umfangsrichtung. Aufgrund technischer Restriktionen kann lediglich eine untere Grenze für die Torsionsfestigkeit von 32 MPa ermittelt werden.

8 Prozesspotentiale und technologische Konzepte

Die Ergebnisse der Grundlagenuntersuchung des Fertigungsprozesses Tiefzieh-Verbundfließpressen wurden in den vorangegangenen Kapiteln vorgestellt und diskutiert. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen werden im Folgenden Potentiale zur Erhöhung der industriellen Anwendbarkeit des Verfahrens identifiziert und technologische Konzepte erstellt, analysiert und umgesetzt.

8.1 Tiefzieh-Verbundfließpressen mit Gegendruck

Es konnte gezeigt werden, dass die Herstellung von Verbundwellen durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen (TVFP) bereits für eine Vielzahl von Prozessparametern, insbesondere bei Variation der Umformgrade der Matrize und der Schulteröffnungswinkel, möglich ist. Sollen große Umformgrade φ_M realisiert werden ist ein Prozesserfolg jedoch nur bei der Wahl geringer Schulteröffnungswinkel 2α möglich, um ein Reißen der Ronde während des Tiefziehens im Weiterzug zu vermeiden. Ursächlich hierfür sind einerseits die lokale Blechausdünnung während des Erstzugs sowie das Auftreten ungünstiger Zugspannungen in der Ronde nach dem Austritt aus der Matrize während des Weiterzugs. Durch das Aufbringen eines Gegendrucks während des Weiterzugs der Ronde und des Fließpressens des Kerns sollen die axialen Zugspannungen in der Ronde überlagert und minimiert werden. Der Prozessablauf ist in **Bild 8.1** dargestellt.

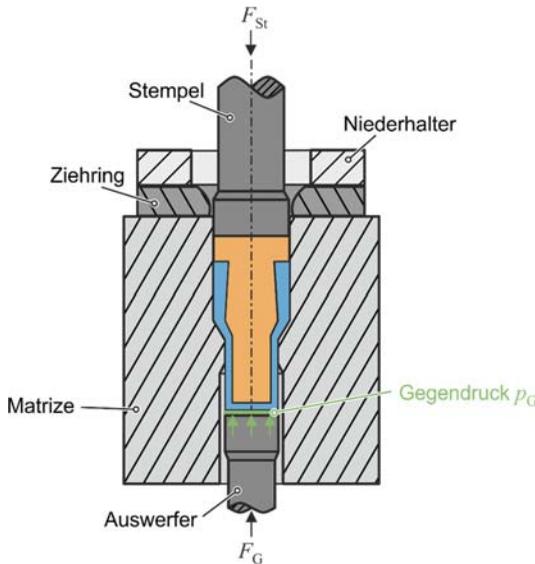


Bild 8.1: Tiefzieh-Verbundfließpressen mit Gegendruck

Gleichsam mit dem herkömmlichen Verfahren des Tiefzieh-Verbundfließpressens zieht der Kern die Ronde zu einem Napf direkt in die Fließpressmatrize. Der mit der Kraft F_G beaufschlagte Auswerfer ist auf Höhe des Übergangs zwischen Fließbund und Schulter der Matrize positioniert. Erst während des Weiterzugs des Napfes und dem Fließpressen des Kerns bringt der Auswerfer einen konstanten Gegendruck p_G auf die Stirnfläche des ummantelten Schaftes auf. Der Gegendruck p_G berechnet sich aus dem Verhältnis der Gegenkraft F_G und der Kreisfläche, die durch den formgebenden Durchbruch der Matrize, dem Fließbunddurchmesser d_{Fb} , definiert wird:

$$p_G = \frac{F_G \cdot 4}{\pi \cdot d_{Fb}^2} \quad (8.1)$$

Aufgrund der gegebenen Hydraulikeinheit, der in den experimentellen Untersuchungen verwendeten Presse, betrug die minimale Gegenkraft $F_G = 29$ kN. Um die Knicklast der Auswerferstange, die die Kraft vom Ziehkissen auf den Auswerfer überträgt, nicht zu überschreiten, ist die maximal zulässige Gegenkraft auf $F_G = 100$ kN begrenzt worden. Das **Bild 8.2** stellt die durch Tiefzieh-Verbundfließpressen hergestellten Bauteile mit und ohne Anwendung eines prozessergänzenden Gegendrucks dar.

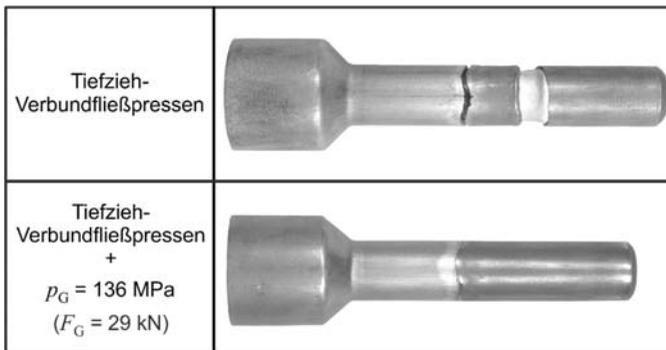


Bild 8.2: Rissvermeidung durch Gegendruck $p_G = 136$ MPa ($\varphi_M = 1,2$; $2\alpha = 90^\circ$)

Das Ergebnis der experimentellen Untersuchung zeigt, dass eine Druckspannungsüberlagerung in axialer Richtung die Rissbildung vermeiden kann. Zusätzlich ist der vorhandene Spalt $\Gamma = 0,01$ mm zwischen Napfrand und Kernradius geringer als die gesetzte Fehlergrenze $\Gamma = 2/3 \cdot t_{R0}$. Bei allen im Vorhinein untersuchten Bauteilen, hergestellt mit einem Schulteröffnungswinkel $2\alpha \leq 90^\circ$, war der Spalt größer als die Fehlergrenze. Der Einfluss der Spannungsüberlagerung auf die axialen Spannungen in der Napfzarge während des Weiterzugs ist mit Hilfe des numerischen Modells untersucht worden (**Bild 8.3**).

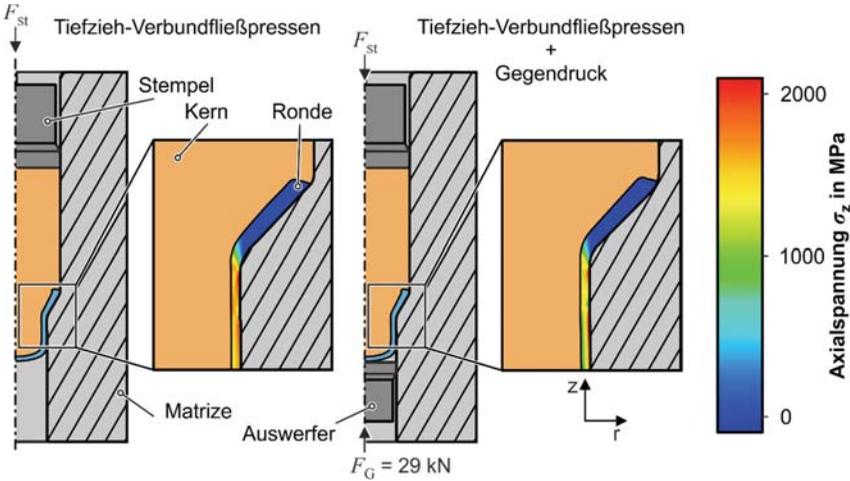


Bild 8.3: Einfluss des Gegendrucks $p_G = 136 \text{ MPa}$ auf die numerisch ermittelte axiale Spannungsverteilung in der Ronde ($\varphi_M = 1,2; 2\alpha = 90^\circ$)

Die Auswertung der numerisch ermittelten axialen Spannungsverteilung zeigt, dass durch den Einsatz eines Gegenstempels die Zugspannungen verringert werden können. Die Verfolgung eines Partikels in der Napfzarge (vgl. **Kap. 5.4.1**) detektierte eine maximale axiale Zugspannung von 2001 MPa unter Anwendung des Tiefzieh-Verbundfließpressens. Die Partikelverfolgung bei der Prozessergänzung eines Gegendrucks ($p_G = 136 \text{ MPa}$) ergab eine axiale Zugspannung von 1693 MPa im Maximum. Die maximale axiale Zugspannung wird durch die Druckspannungsüberlagerung um 15 % verringert. Die Minimierung ist ausreichend, um die Rissbildung in der Napfzarge zu vermeiden.

In weiteren Untersuchungen kann ebenfalls ein positiver Einfluss bei Verwendung eines axialen Gegendrucks auf den unzureichend ausgeformten Bauteilkopf festgestellt werden. Der Fehler tritt auf, wenn die benötigte Kraft zum Fließpressen des Kerns in Kombination mit der benötigten Kraft zum Weiterzug des Napfes geringer ist als die benötigte Kraft zum Stauchen des Kernwerkstoffs, der den Bauteilkopf definiert. In numerischen Versuchen ($\varphi_M = 0,3; 2\alpha = 60^\circ$) wurde die Gegenkraft, ausgehend von einem Anfangswert $F_G = 5 \text{ kN}$ in jeder nachfolgenden Prozesssimulation um 5 kN, erhöht. Bei einer Gegenkraft von 20 kN überstiegen die Kräfte des durch Gegendruck überlagerten Weiterzugs der Ronde und des Fließpressens des Kerns die benötigte Kraft zum vollständigen Stauchen des Bauteilkopfes auf den Durchmesser des Matrizenaufnehmers. Aufgrund der minimalen experimentell möglichen Gegenkraft $F_G = 29 \text{ kN}$ ($p_G = 55 \text{ MPa}$) wird das numerische Ergebnis mit einer um 45 % größeren Gegenkraft, als in der Simulation ermittelt, experimentell validiert. Das **Bild 8.4** zeigt ein gepresstes

Bauteil, gefertigt durch Tiefzieh-Verbundfließpressen, ohne und mit Anwendung eines Gegendrucks $p_G = 55 \text{ MPa}$. Das experimentelle Ergebnis bestätigt die Simulation unter Berücksichtigung der genannten Einschränkung der experimentell umsetzbaren minimalen Gegenkraft. Die ermittelte Spaltgröße $\Gamma = 0,23 \text{ mm}$ des Bauteils liegt ebenfalls unterhalb der Fehlergrenze $\Gamma = 2/3 \cdot t_{R0} = 0,1 \text{ mm}$.

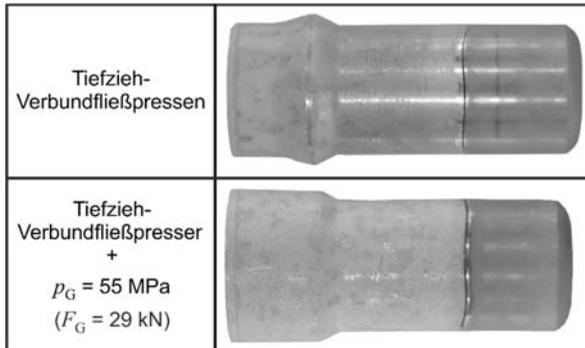


Bild 8.4: Fehlervermeidung des unzureichend ausgeformten Bauteilkopfes durch Gegendruck $p_G = 136 \text{ MPa}$ ($\varphi_M = 0,3$; $2\alpha = 60^\circ$)

Die Anwendung des Gegendrucks zur Fehlervermeidung der Rissbildung führt neben der Vermeidung dieses Fehlerbildes auch zu einer Spaltgröße unterhalb der Fehlerdefinition $\Gamma = 2/3 \cdot t_{R0}$, trotz Verwendung eines Schulteröffnungswinkels $2\alpha = 90^\circ$. Des Weiteren ist bei Anwendung eines Gegendrucks zur Vermeidung des unzureichend ausgeformten Bauteilkopfes ein Gutteil mit einer geringen Spaltgröße hergestellt worden. Die Spaltgröße wird maßgeblich durch die inhomogene Verteilung der axialen Werkstoffflussgeschwindigkeit in radialer Richtung verursacht (vgl. **Kap. 5.4.1**). Der Spalt ist umso größer, je größer der Geschwindigkeitsgradient des Werkstoffflusses zwischen Randbereich und Mitte innerhalb der Umformzone ist und wird daher maßgeblich vom Schulteröffnungswinkel beeinflusst. In numerischen Versuchen ($\varphi_M = 0,7$; $2\alpha = 90^\circ$) wird erneut die Gegenkraft ausgehend von einem Anfangswert $F_G = 5 \text{ kN}$ in jeder nachfolgenden Prozesssimulation um 5 kN erhöht. Bei Ergänzung des Prozesses um eine Gegenkraft $F_G = 80 \text{ kN}$ wird die Fließspannung des Aluminiumwerkstoffs im Schaft überschritten. Der Aluminiumwerkstoff, der sich hinter dem Fließbund befindet, wird plastisch gestaucht. Daher wird im Weiteren die Anwendung einer Gegenkraft von $F_G = 75 \text{ kN}$ tiefergehend analysiert. Das **Bild 8.5** zeigt den Vergleich der numerisch ermittelten axialen Werkstoffflussgeschwindigkeit mit und ohne Anwendung eines aus der Gegenkraft $F_G = 75 \text{ kN}$ resultierenden Gegendrucks $p_G = 213 \text{ MPa}$. Durch Anwendung der Gegenkraft wird die Werkstoffflussgeschwindigkeit nach dem Austritt aus der Matrixschulter verringert. Die Differenz der axialen Werkstoffflussgeschwindigkeit

mittig der Umformzone und im Randbereich verringert sich ebenfalls. Dies führt zu einer Minimierung der Spaltgröße. Die numerisch konstatierte Spaltgröße Γ beträgt bei Abbildung des herkömmlichen Tiefziehverbund-Verbundfließpressens $\Gamma = 0,93$ mm. Bei Prozessergänzung des Gegendrucks minimiert sich die Spaltgröße auf $\Gamma = 0,07$ mm. Die numerisch ermittelte Spaltgröße kann durch Gegendruck um 92,5 % verringert werden.

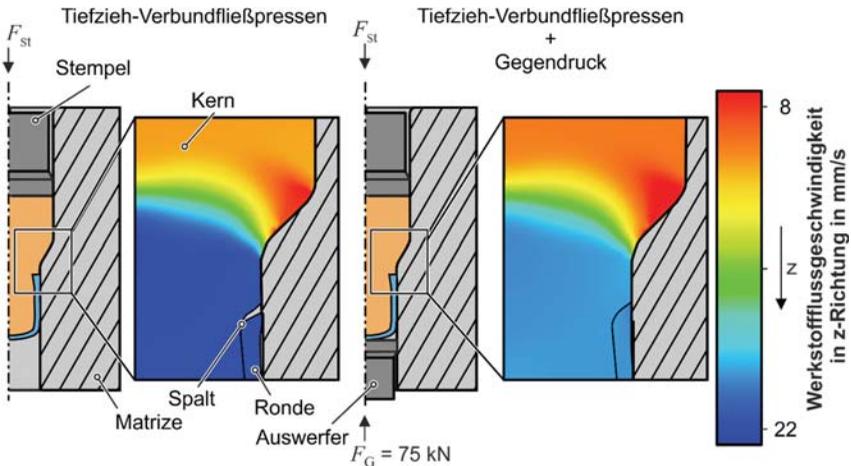


Bild 8.5: Einfluss des Gegendrucks $p_G = 213$ MPa auf die numerisch ermittelte axiale Werkstoffflussgeschwindigkeit ($\varphi_M = 1,2; 2\alpha = 90^\circ$)

Ein gepresstes Bauteil gefertigt durch Tiefzieh-Verbundfließpressen ($\varphi_M = 0,7; 2\alpha = 90^\circ$) ohne und mit Anwendung eines Gegendrucks $p_G = 213$ MPa wird in **Bild 8.6** dargestellt.

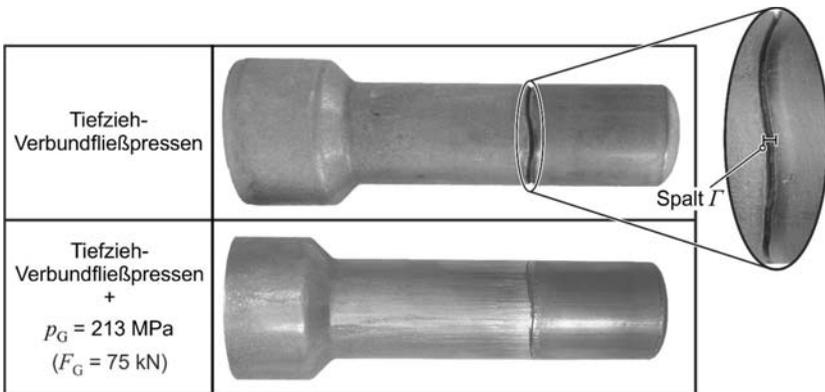


Bild 8.6: Spaltminimierung durch Gegendruck $p_G = 213$ MPa ($\varphi_M = 0,7; 2\alpha = 90^\circ$)

Experimentell kann die Spaltgröße Γ durch Ergänzung des Tiefzieh-Verbundfließpressens ($\varphi_M = 0,7$; $2\alpha = 90^\circ$) durch einen Gegendruck $p_G = 213$ MPa, aufgebracht auf die Stirnfläche des Bauteilschaftes, von Spaltgröße $\Gamma = 1,17$ mm auf $\Gamma = 0,25$ mm reduziert werden. Die Spaltgröße wird um 79 % verringert. Die Abweichungen zwischen Simulation und Experiment lassen sich auf instationäre, durch das Simulationsmodell nicht abbildbare, tribologische Bedingungen zurückführen.

8.2 Zweitstufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen⁴

Im vorangegangenen Kapitel sind die Prozessgrenzen erfolgreich durch den Einsatz eines mit Kraft beaufschlagten Auswerfers, der während des Tiefzieh-Verbundfließpressens einen Gegendruck auf den Bauteilschaft aufbringt, erweitert worden. Für die industrielle Anwendbarkeit ist neben der Herstellung fehlerfreier Bauteile auch die mit dem Hüllwerkstoff ummantelte Länge des Bauteilschaftes von großer Relevanz.

In **Kap 5.1.3** konnte gezeigt werden, dass der Umformgrad der Matrize φ_M den größten Einfluss auf die relative, das heißt auf den Schaftdurchmesser bezogene ummantelte Länge w hat. Ist die finale Produktgeometrie und somit der Umformgrad der Matrize vorgegeben, beeinflusst das Ziehverhältnis β_1 die ummantelte Länge l_u maßgeblich. Das maximale Ziehverhältnis des Erstzugs $\beta_{1,max}$ restringiert die Größe des Durchmessers der Ronde. Das **Bild 8.7** zeigt ein Bauteil bei Verwendung des maximalen Ziehverhältnisses $\beta_{1,max} = 2,1$ (Rondendurchmesser $d_R = 55$ mm, Kerndurchmesser $d_K = 25,5$).

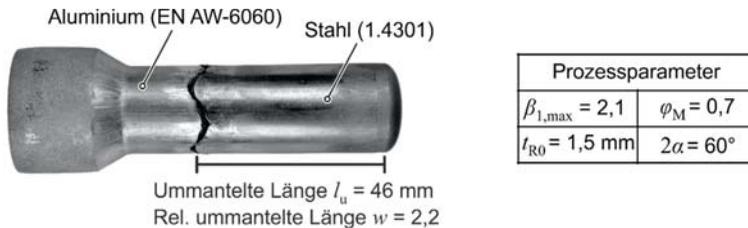


Bild 8.7: Stahl-Aluminium-Welle gefertigt mit maximalen Ziehverhältnis des Erstzugs $\beta_{1,max} = 2,1$

Bei Anwendung des maximalen Ziehverhältnisses des Erstzugs beträgt die ummantelte Länge des Bauteilschaftes $l_u = 46$ mm. Um die ummantelte Länge und somit das ge-

⁴ Vergrößerung der ummantelten Länge im Rahmen der Projektarbeit von Y. Yasar: Zweitstufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen – Auslegung, Konstruktion und Durchführung, Technische Universität Dortmund, 2019, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

samte Ziehverhältnis zu vergrößern, werden in der Literatur unter anderem das Tiefziehen im Weiterzug diskutiert. Der Werkzeugaufbau des Tiefzieh-Verbundfließpressens wurde erweitert, um das Tiefziehen im Weiterzug zu implementieren. Das **Bild 8.8** stellt den Prozessablauf des zweistufigen Tiefzieh-Verbundfließpressens dar und erläutert den Werkzeugaufbau

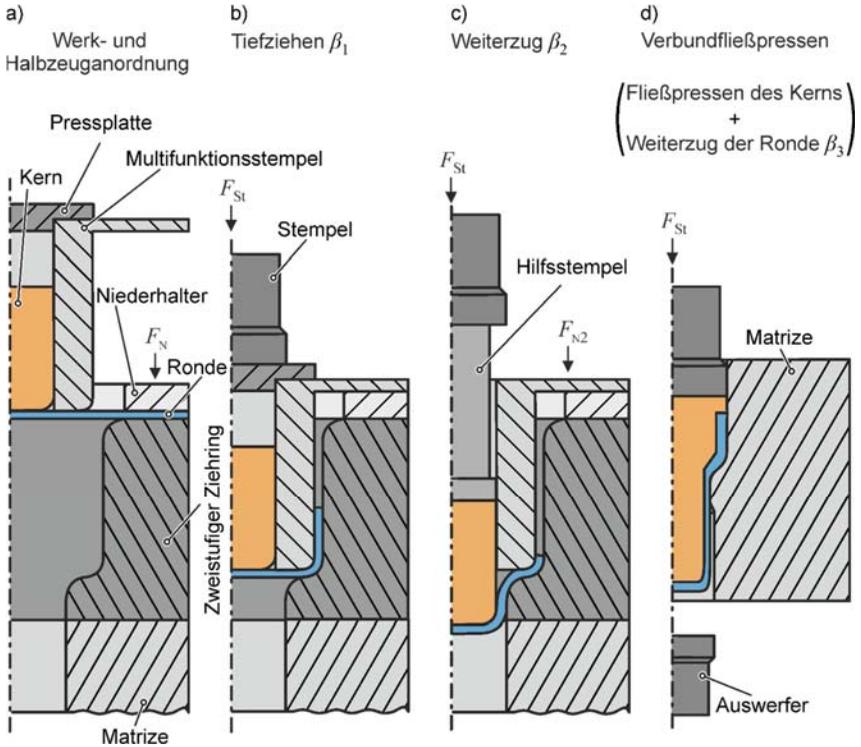


Bild 8.8: Prozessskizze des zweistufigen Tiefzieh-Verbundfließpressens a) Werk- und Halbzeuganordnung b) Tiefziehen c) Weiterzug d) Verbundfließpressen

Der zweistufige Ziehriehing wird auf der Matrize zum Voll-Vorwärts-Fließpressen positioniert. Die Ronde wird zwischen den Niederhalter und den Ziehriehing gelegt (**Bild 8.8a**). Der Niederhalter wird mit der Niederhalterkraft F_N versehen. Der Multifunktionsstempel wird mittig auf der Ronde angeordnet und zentriert den innenliegenden Kern. Die Pressplatte verschließt den Multifunktionsstempel. Der Stempel verfährt in Richtung der Pressplatte. Sobald die Werkzeuge in Kontakt kommen, beginnt der Multifunktionsstempel die Ronde in die Matrize zu ziehen. Ist der Erstzug abgeschlossen, fährt der Stempel zurück in die Ausgangsposition. Die Pressplatte wird entfernt und der Hilfsstempel auf dem Kern positioniert (**Bild 8.8b**). Während des konventionellen Weiterzugs

dient der Multifunktionsstempel als Kernführung sowie als Niederhalter. Der Flansch des Multifunktionsstempels wird infolgedessen mit einer Niederhalterkraft F_{N2} beaufschlagt. Der Kern zieht während des Weiterzugs den Napf in die Matrize (**Bild 8.8c**). Nach dem Weiterzug wird der Werkzeugaufbau zum zweistufigen Tiefziehen entfernt. Der Stempel drückt das Hybridhalbzeug durch die formgebende Öffnung der Matrize. Es findet ein Fließpressen des Kerns und ein erneuter Weiterzug des Napfes statt (**Bild 8.8d**).

Für den Werkstoff 1.4301 wurde ein maximales Ziehverhältnis im Weiterzug von $\beta_{2,max} = 1,3$ ermittelt. Das **Bild 8.9** zeigt die verwendeten Prozessparameter, die Halbzeuge vor und nach den jeweiligen Prozessschritten und die finale Bauteilgeometrie.

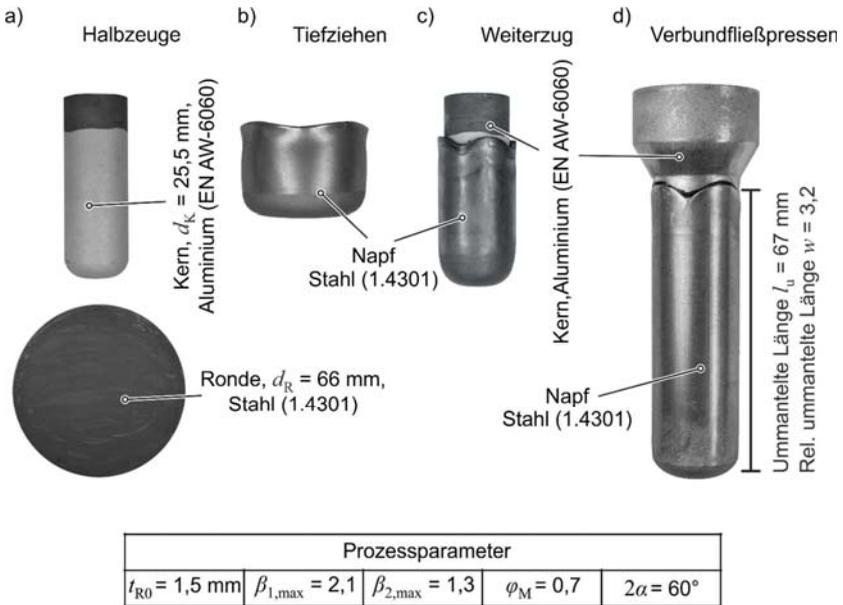


Bild 8.9: a) Halbzeuge b) Napf nach dem Tiefziehen c) Durch Weiterzug entstandenes Hybridhalbzeug d) Stahl-Aluminium-Welle

Die ummantelte Länge des Bauteilschaftes konnte um 47 % auf $l_u = 67 \text{ mm}$ durch den Einsatz des zweistufigen Tiefzieh-Verbundfließpressens vergrößert werden. Die Härte der Edelstahlronde vor der Umformung sowie die Härte am Längsschnitt der Edelhöhle am Bauteilschaft sind nach der Umformung gemessen worden. Es ist das Härtemessverfahren nach Vickers mit einer Prüfkraft von 10 kp (98,07 N) und einer Prüfdauer von 10 Sekunden zur Anwendung gekommen. Die Härte der Ronde (Edelstahl 1.4301) beträgt im Mittel 173 HV. Die Härtemessung an der Edelhöhle ergibt eine Härte von 501 HV10 (**Bild 8.10**). Die Härte des Edelstahls wird durch die Umformung

in Kombination mit den werkstoffspezifischen Kaltverfestigungseigenschaften um 190 % gesteigert.

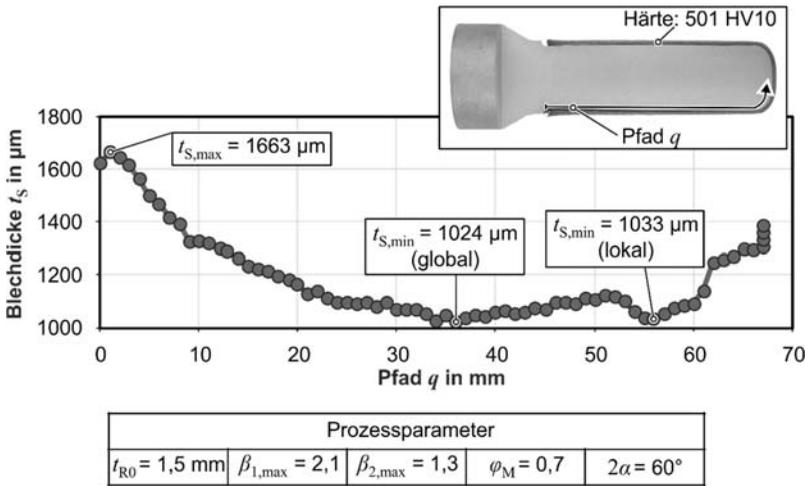


Bild 8.10: Blechdickenverlaufs eines Bauteils, hergestellt durch das zweistufige Tiefzieh-Verbundfließpressens

Der Verlauf der Blechdicke wird entlang des Pfads n am Längsschnitt der gefertigten Bauteile gemessen und ist für ein Bauteil exemplarisch in Bild 8.10 dargestellt. Aufgrund der tangentialen Werkstoffverdrängung ist die Blechdicke des schaftumhüllenden Napfes $t_{S,max}$ größer als die Ausgangsblechdicke t_{R0} . Ausgehend vom Napfrand sinkt die Blechdicke auf das globale Minimum. Anschließend steigt die Blechdicke auf ein lokales Maximum und fällt auf ein lokales Minimum. Im Radius der Stirnseite des Bauteils steigt die Blechdicke erneut an, bis etwa der Wert der Ausgangsblechdicke t_{R0} erreicht wird. Im Gegensatz zu den durch das herkömmliche Tiefzieh-Verbundfließpressen gefertigten Bauteilen, weisen die Blechdickenverläufe der Bauteile, hergestellt durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen ergänzt um konventionellen Weiterzug, neben dem globalen Minimum ein lokales Minimum auf. Wie aus dem Stand der Technik bekannt ist, verringert sich die Blechdicke der Napfzarge in dem Bereich des Stempelkantenradius während des Erstzugs durch den Multifunktionsstempel. Der nachfolgende Weiterzug des Napfes durch den Kern führt zur Entstehung des lokalen Minimums. Durch das anschließende Verbundfließpressen bleibt der qualitative Blechdickenverlauf erhalten.

Zur weiteren Vergrößerung der mit Hüllwerkstoff ummantelten Länge des Bauteils muss der Durchmesser der eingesetzten Ronde vergrößert werden. Drei mögliche Herangehensweisen sind aus dem Stand der Technik bekannt. Um das gesamte Ziehverhältnis zu vergrößern und somit auch den Rondendurchmesser, kann der Napf in mehreren

aufeinanderfolgenden konventionellen Tiefziehprozessen hergestellt werden. Eine andere Variante ist das Aufbringen einer Druckspannung am Flansch (Erstzug) bzw. Napfrand (Zweitzug), wodurch die Zugspannungen in der Napfzarge während des Tiefziehens verringert und die jeweiligen maximal möglichen Ziehverhältnisse vergrößert werden können. Die dritte Möglichkeit ist die Verwendung eines Zwischenglühprozesses, um das Umformvermögen des Werkstoffes nach dem Tiefziehen im Erstzug zu erhöhen. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Anwendung eines Lösungsglühens des Napfes nach dem Erstzug fokussiert. Das **Bild 8.11a** zeigt die Fertigungsfolge.

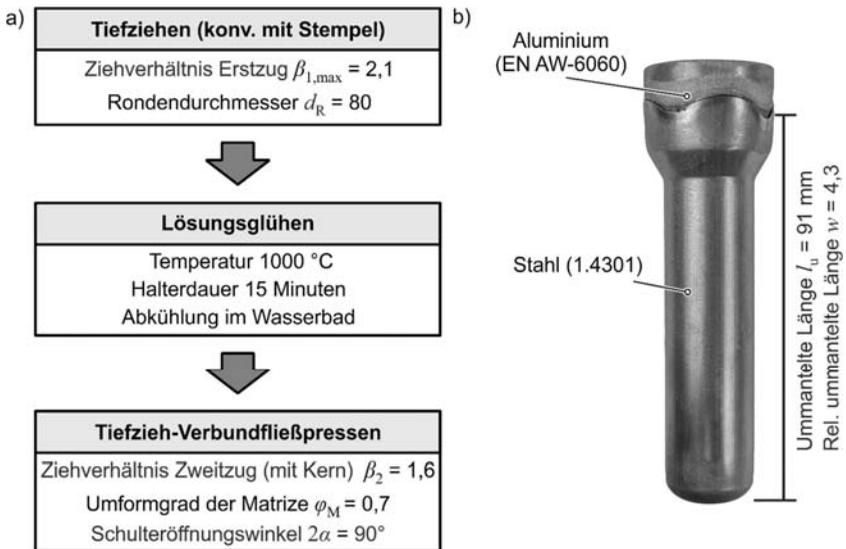


Bild 8.11: a) Fertigungsfolge zweistufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen mit Lösungsglühen, b) Stahl-Aluminium-Welle

Die Ronde wird konventionell zu einem Napf tiefgezogen ($\beta_{1,max} = 2,1$) und ausgeworfen. Danach erfolgt das Lösungsglühen in einem auf 1000 °C temperierten Ofen. Kolbe und Hellwig (2018) geben für das Lösungsglühen eine Haltdauer von 20 Minuten pro 3,5 mm Blechdicke an. Die maximale Blechdicke am Napfrand nach dem Erstzug berechnet sich zu $t_{R,max} = t_{R0} \cdot \sqrt{\beta_1} = 1,5 \text{ mm} \cdot \sqrt{2,1} = 2,17 \text{ mm}$. Die Haltezeit ergibt sich zu 12,4 Minuten. Die Ofentemperatur verringert sich nach dem Öffnen des Ofens und dem Platzieren der Napfe. Bis zum erneuten Erreichen der Glühtemperatur 1000 °C benötigt der Ofen in etwa 2 Minuten. Aufgrund des beschriebenen Wärmeverlustes und der Kompensation des selbigen wird die Haltdauer im Experiment auf 15 Minuten festgelegt. Zur Überprüfung der Verringerung der Festigkeit nach dem Lösungsglühen wird die Härte an der Napfzarge vor und nach dem Lösungsglühen ermittelt. Die ermittelte Härte nach dem Erstzug beträgt 339 HV10. Die Härte nach dem Lösungsglühen beträgt

162 HV10. Der geglähten Napf und der Kern werden gestrahlt, gereinigt, beschichtet und in dem Werkzeugaufbau für das zweistufige Tiefzieh-Verbundfließpressen positioniert. Der Kern zieht den geglähten Napf in die Fließpressmatrize (Bild 8.8c). Nach Kalweit et al. (2012) ist für nach dem Erstzug lösungsgeglühten Edelstahl 1.4301 ein Grenzziehverhältnis im Zweitzug von $\beta_{2,max} = 1,8$ möglich. Aufgrund von Restriktionen, hervorgerufen durch das Tiefziehwerkzeug, lässt sich mit dem vorhandenen Versuchsaufbau nur ein Ziehverhältnis im Zweitzug von $\beta_2 = 1,6$ realisieren. Nach dem Zweitzug wird das entstandene Hybridhalbzeug zu einer Welle mit Aluminiumkern und Edstahlhülle gepresst (Bild 8.11b). Die ummantelte Länge l_u des Bauteils konnte um 94 %, im Vergleich zu dem hergestellten Bauteil durch Tiefzieh-Verbundfließpressen ohne ergänzten Zweitzug und Zwischenglühen, gesteigert werden. Die herstellbare Länge des Bauteilschaftes ist durch das Fließpresswerkzeug auf 80 mm begrenzt. Die ohne diese Einschränkung herstellbare ummantelte Länge ist daher vermutlich größer.

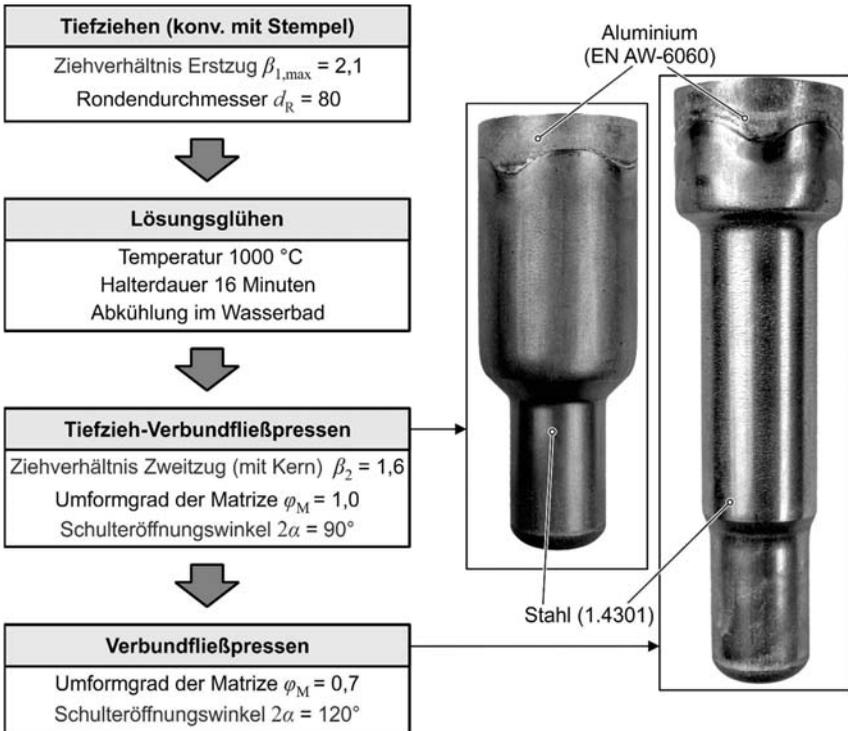


Bild 8.12: Blechdickenverlaufs eines Bauteils, hergestellt durch das zweistufige Tiefzieh-Verbundfließpressens

Um das Potential der Prozesserweiterung zweistufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen unter Verwendung eines lösungsgeglühten Napfes zu demonstrieren, wurden doppelt abgesetzte Wellen durch diese Verfahrenserweiterung hergestellt. Das **Bild 8.12** zeigt die Verfahrensfolge und einen gefertigten Demonstrator. Die Halbzeuge, der geglühte Napf und der Kern, werden in dem Werkzeugaufbau zum Tiefzieh-Verbundfließpressen positioniert. Nach dem Tiefziehen wird der erste Absatz der Welle hergestellt. Das Verbundfließpressen, dementsprechend das Fließpressen des Kerns und der Weiterzug der Ronde, erfolgt in einer Fließpressmatrize mit einem Umformgrad $\varphi_M = 1,0$ und einem Schulteröffnungswinkel $2\alpha = 90^\circ$. Anschließend wird die einfach abgesetzte Welle ausgeworfen und zur Herstellung des zweiten Absatzes in die Matrize ($\varphi_M = 0,7$; $2\alpha = 120^\circ$) gelegt. Es findet kein erneuter Schmierstoffauftrag statt. Es wird eine doppelt abgesetzte Welle hergestellt, die bei beiden Absätzen eine vollständige Stahlmantelung des Aluminiumkerns besitzt. Das **Bild 8.13** zeigt eine Demonstratorwelle im Längsschnitt.

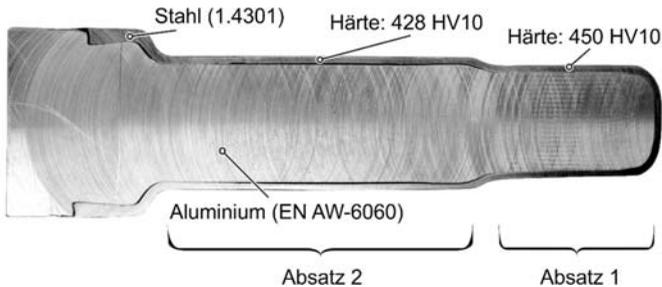


Bild 8.13: Längsschnitt einer doppelt abgesetzten Demonstratorwelle

Die gemessene Härte des Hüllwerkstoffs am ersten und am zweiten Absatz ist trotz höherer Umformung der Stahlrunde im Vergleich zur Stahlrunde des Bauteils, hergestellt durch zweistufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen ohne Zwischenglühen (Bild 8.10, Härte = 501 HV10), um 10 % bzw. 15 % niedriger. Diese geringere Härte ist auf die Entfestigung durch das Zwischenglühen des Napfes nach dem Erstzug zurückzuführen. Bei der Prozessauswahl zur Fertigung von Bauteile mit speziellen Anforderungen an die Oberflächenhärte muss diese Härteminimierung durch den Zwischenglühprozess berücksichtigt werden.

8.3 Aufweitertiefzieh-Verbundfließpressen

Im vorangegangenen Kapitel konnte gezeigt werden, dass eine doppelt abgesetzte Welle, bestehend aus einem Aluminiumkern mit einer vollständigen Stahlmantelung der beiden Absätze, erfolgreich hergestellt werden konnte. Die Oberflächeneigenschaften beider Wellenabsätze werden durch einen Hüllwerkstoff definiert. Bekanntlich müssen unterschiedliche Wellenabsätze zum Teil unterschiedliche Anforderungen an die Oberfläche erfüllen. Die geforderte Härte eines Wellenabsatzes, auf dem ein Nadellager

montiert ist, beträgt 58-65 HRC (Schaeffler Technologies AG & Co. KG, 2012). Wird ein Radial-Wellendichtring montiert, ist die geforderte Oberflächenhärte mit 45-55 HRC (DIN 3760) um etwa 20 % geringer. Des Weiteren müssen gegebenenfalls bestimmte Bereiche einer Welle korrosionsbeständig sein. Das bedeutet, dass bei einer anforderungsgerechten Auslegung einer mehrfach abgesetzten Welle gegebenenfalls unterschiedliche Werkstoffe verwendet werden müssen, die die spezifischen Oberflächeneigenschaften des jeweiligen Wellenabsatzes definieren. Zur Herstellung dieser Multi-Material-Wellen, bestehend aus einem Kernwerkstoff und unterschiedlichen Hüllwerkstoffen, ist im Rahmen dieser Arbeit das Aufweitertiefzieh-Verbundfließpressen entwickelt worden (Patent: DE 10 2019 002 851.1, 21.04.2019 eingereicht). Die Prozessskizze ist in **Bild 8.14** dargestellt.

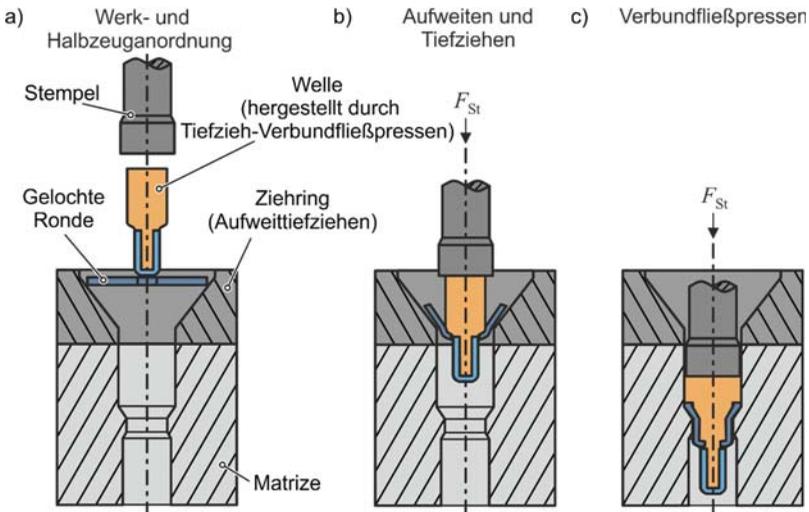


Bild 8.14: Prozessskizze des zweistufigen Tiefzieh-Verbundfließpressens a) Werk- und Halbzeuganordnung b) Tiefziehen und Aufweiten c) Verbundfließpressen (Napierala et al., 2019)

Der Ziehring wird auf der Matrize angeordnet (**Bild 8.14a**). Die gelochte Ronde wird im Kegel des Ziehtrings positioniert und die einfach abgesetzte Welle (hergestellt durch Tiefzieh-Verbundfließpressen) wird mit dem ersten Absatz über dem Loch der Ronde zentriert (Durchmesser Ronde innen $d_{Ri} <$ Schaftdurchmesser Welle d_s). Der Stempel verfährt in Richtung der Welle. Sobald dieser mit der Welle in Kontakt kommt, beginnt der erste Absatz der Welle das Loch der Ronde zu weiten (**Bild 8.14b**). Simultan wird die Ronde zu einem Napf mit gelochtem Boden, einer Hülse, gezogen. Die Schulter und partiell der Kopf der Welle sind nach dem Aufweiten und Tiefziehen mit dem Rondenerkstoff umhüllt. Sobald die umhüllte, einfach abgesetzte Welle mit der Schulter der

Matrize in Kontakt kommt, beginnt das Verbundfließpressen zur Herstellung des zweiten Absatzes der Welle (**Bild 8.14c**).

Das **Bild 8.15** zeigt die Prozessparameter des Aufweittiefzieh-Verbundfließpressens. Die kegelige Innengeometrie des Aufweittiefziehtrings ist aufgrund der Erkenntnisse von Burgdorf (1968) zum Aufweittiefziehen gewählt worden⁵.

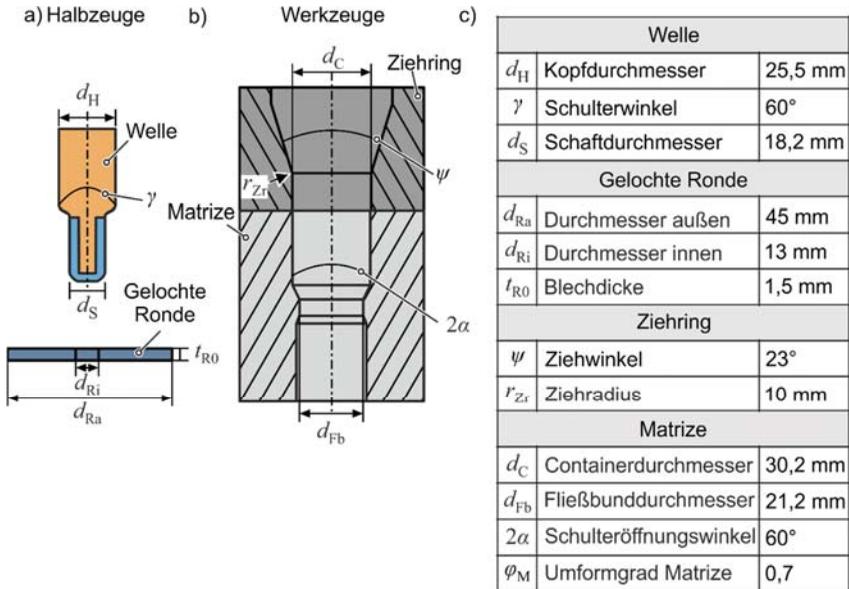


Bild 8.15: Prozessparameter des Aufweittiefzieh-Verbundfließpressens eingeteilt nach a) Halbzeuge und b) Werkzeuge c) experimentell verwendete Werte

Für die experimentelle Untersuchung werden die Parameter des Wellenhalbzeugs, der Fließpressmatrize, der Rondenaußendurchmesser und die Blechdicke, festgelegt. Die Werte der Prozessparameter, Ziehradius, Ziehringöffnungswinkel und der innere Durchmesser der Ronde, werden in Simulationen zum Aufweittiefziehen ermittelt. Es werden die Materialdaten der Werkstoffe Aluminium EN AW-6060 (Kern der Welle) und Stahl 1.4301 (Hülle der Welle und gelochte Ronde) verwendet. Es werden für die gelochte Ronde und die Hülle der Welle der gleiche Werkstoff verwendet, da die Materialkenn-

⁵ Prozessauslegung und Analyse des Aufweittiefzieh-Verbundfließpressens erfolgte im Rahmen der Bachelorarbeit von M. Izydorczyk: Prozessauslegung des Tiefzieh-Verbundfließpressens mit gelochten Ronden, Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

werte bekannt sind und eine Prozessanalyse und Auslegung fokussiert wird. In der industriellen Umsetzung würde die Verwendung von unterschiedlichen Hüllwerkstoffen angestrebt.

Die numerisch ermittelten Fehler sowie eine erfolgreiche durch Aufweittiefziehen hergestellte Hülse sind in **Bild 8.16** dargestellt. Das Loch der Ronde muss mindestens auf den Durchmesser des Schaftes, aber darf maximal auf den Kopfdurchmesser der Halbzeugwelle geweitet werden. Ansonsten ist der Prozess fehlerhaft.

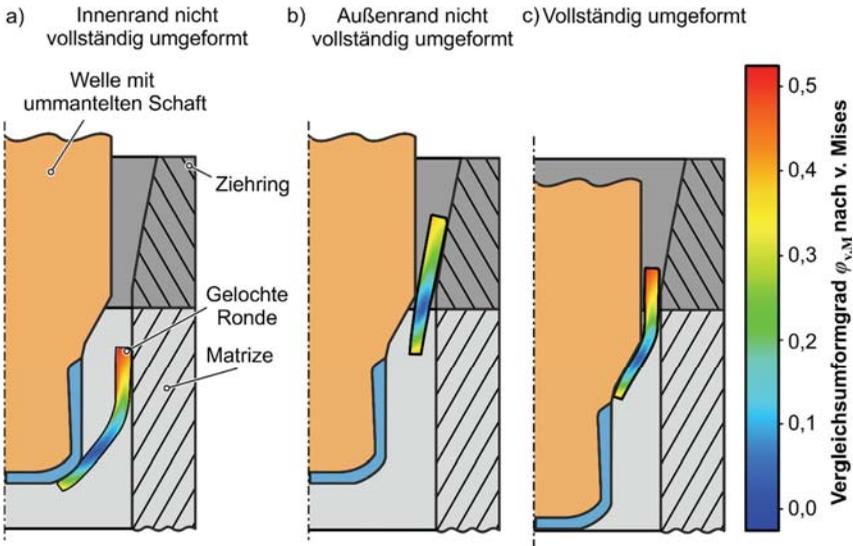


Bild 8.16: Simulation Aufweittiefziehen a) Fehler: Innenrand nicht vollständig umgeformt b) Fehler: Außenrand nicht vollständig umgeformt c) Vollständig umgeformte gelochte Ronde

Die Fehler nicht vollständig umgeformter Innenrand und nicht vollständig umgeformter Außenrand konnten auch in Untersuchungen zum Aufweittiefziehen von Raghupathi (1975) festgestellt werden. Das Aufweittiefziehen ist nur erfolgreich, wenn die benötigte Kraft zum Aufweiten des Innendurchmessers der gelochten Ronde gleich der erforderlichen Kraft zum Einziehen des Außendurchmessers ist. Ist die Kraft zum Einziehen des Außenrandes niedriger als die Kraft zum Aufweiten des Innenrandes der gelochten Ronde, wird der Innenrand nicht vollständig geweitet (**Bild 8.16a**). Ist die Kraft zum Einziehen größer als die Kraft zum Aufweiten resultiert dies, wie in **Bild 8.16b** gezeigt, in einer zu großen Aufweitung des Innenrandes der Ronde und in einem nicht vollständig umgeformten Außenrandrand (Raghupathi, 1974). Das **Bild 8.16c** zeigt das Simulationsergebnis einer vollständig zur Hülse umgeformten Ronde.

Nachdem die Parameter der experimentellen Untersuchung einerseits festgelegt und andererseits numerisch ermittelt worden sind (**Bild 8.15c**), wurde zur Herstellung des Wellenhalbzeugs eine einfach abgesetzte Welle, bestehend aus einem Aluminiumkern und einer Edelstahlronde, durch Tiefzieh-Verbundfließpressen gefertigt. Da der Durchmesser des Wellenkopfes 30,2 mm nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen beträgt, wurde der Kopfdurchmesser der Welle auf $d_H = 25,5$ mm durch eine Drehoperation verringert. Somit konnte ein ausreichender Ziehspalt zwischen dem Kopf der Welle und dem Aufnehmer der Matrize sichergestellt werden. In der industriellen Anwendung würden die Werkzeuggeometrien innerhalb der Fertigungsfolge aufeinander abgestimmt, sodass der Zerspanprozess nicht benötigt werden würde. Anschließend wurde sowohl die Schulter als auch der Kopf der Welle und die gelochte Ronde gestrahlt. Nach dem Reinigen der Halbzeuge erfolgte das Beschichten, wobei die Kontaktbereiche zwischen gelochter Ronde und Welle ausgespart wurden. Die Halbzeuge sind in **Bild 8.17** dargestellt.

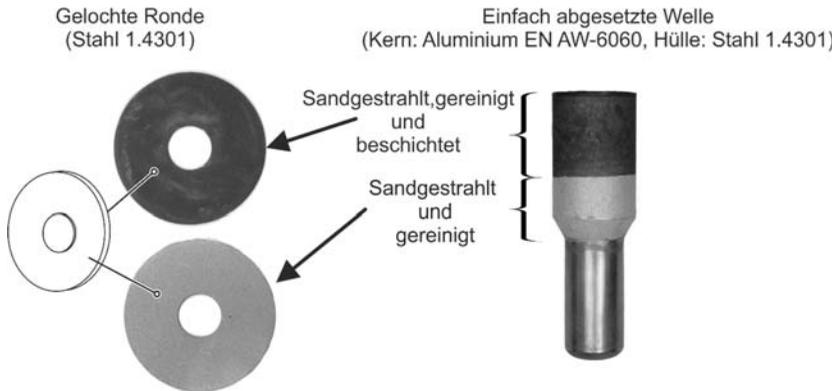


Bild 8.17: Vorbereitete Halbzeuge: Gelochte Ronde und einfach abgesetzte Welle

Um einen tieferen Einblick in den Prozessablauf und die -mechanik des neu entwickelten Fertigungsverfahrens zu gewinnen, ist die Kenntnis und Analyse der Prozessphasen unabdingbar. Die Stempelkraft des Aufweitertiefzieh-Verbundfließpressens ist gemessen, über den Stempelweg aufgetragen und analysiert worden. **Bild 8.18** zeigt exemplarisch einen Stempelkraftverlauf.

Phase 1

In Phase eins findet ein simultanes Aufweiten des Innendurchmessers und Einziehen des Außendurchmessers der gelochten Ronde statt. Nach dem Aufweiten auf den Durchmesser des ersten Schaftes der Welle $d_s = 18,2$ mm fällt die Stempelkraft auf etwa 1 kN. Der Schaft der Welle wird weiter durch den aufgeweiteten Innendurchmesser gedrückt. Der stationäre Stempelkraftverlauf resultiert aus der zu überwindenden Reibkraft zwischen dem aufgeweiteten Innendurchmesser der Ronde und dem Schaft der Welle.

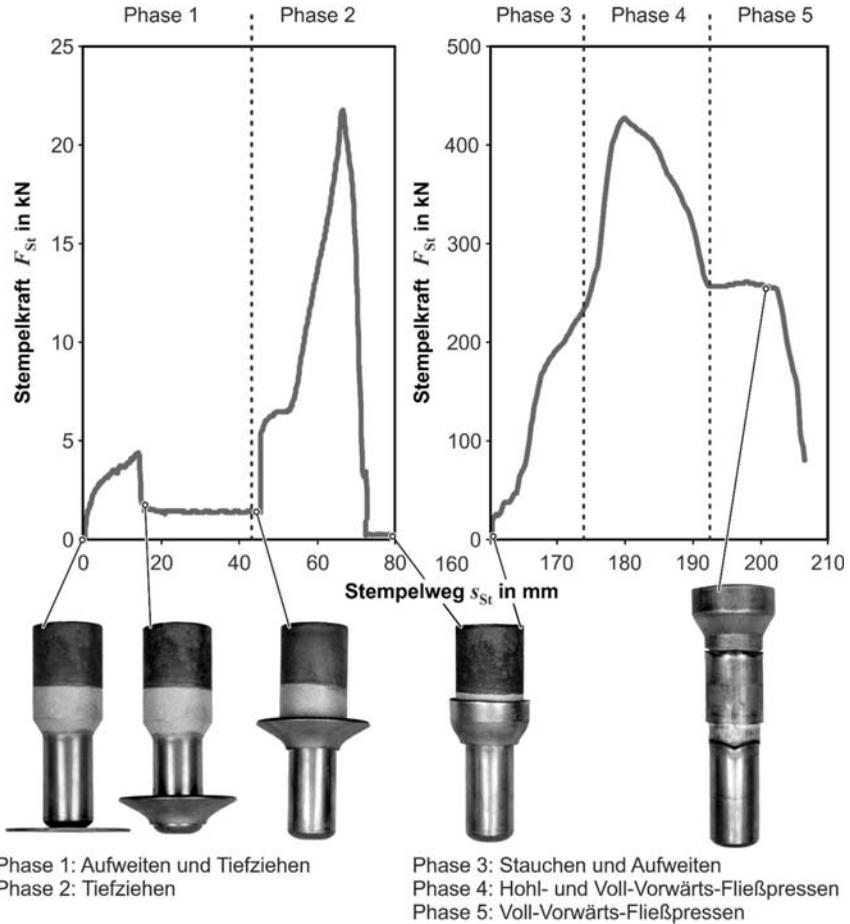


Bild 8.18: Stempelkraftverlauf des Aufweittiefzieh-Verbundfließpressens

Phase 2

Sobald die gelochte Ronde in Kontakt mit der Schulter der Welle kommt, beginnt in Phase zwei das Tiefziehen der gelochten Ronde zu einer Hülse, die die Schulter und partiell den Kopf der Welle umhüllt. Das entstandene Hybridhalbzeug wird weiter durch den Matrizenaufnahme gedrückt. Die geringe Stempelkraft ist auf die zu überwindende Reibkraft zwischen der elastisch zurückgefederten Hülse und der Aufnahme wand der Matrize zurückzuführen.

Phase 3

Kommt die ummantelte Schulter der Welle in Kontakt mit der Matrizen schulter, beginnt

Phase drei. Der nicht von der Ronde ummantelte Werkstoff des Wellenkopfes staucht bis zur Aufnehmerwand auf und die Hülse wird geweitet.

Phase 4

In der vierten Prozessphase drückt der gestauchte Kernwerkstoff die Hülse durch die Matrixschulter. Die maximale Stempelkraft wird erreicht, wenn der durch das Tiefziehen aufgedickte Randbereich der gelochten Ronde die Umformzone erreicht. Die Phase vier kann beschrieben werden als Hohl-Vorwärts-Fließpressen der Hülse und Voll-Vorwärts-Fließpressen der Welle.

Phase 5

In der fünften Phase befindet sich nur der in Phase vier gestauchte Werkstoff des Wellenkopfes in der Umformzone. Es findet ein Voll-Vorwärts-Fließpressen dieses Kernwerkstoffs statt.

Das **Bild 8.19a** zeigt die durch Aufweittiefzieh-Verbundfließpressen hergestellte doppelt abgesetzte Verbundwelle. Es ist zu erkennen, dass das Aluminium unter der Stahlhülse vorgeeilt ist.

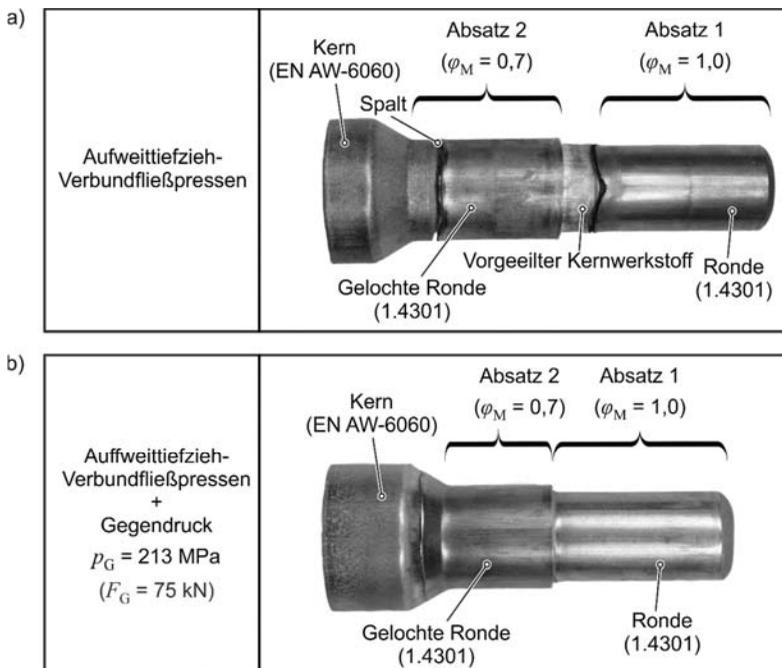


Bild 8.19: a) Doppelt abgesetzte Verbundwelle ohne Gegendruck und b) mit Gegendruck

Zusätzlich ist ein Spalt wie bei den Wellen, hergestellt durch Tiefzieh-Verbundfließpressen, zwischen dem Rand der Stahlhülse und dem Aluminium am zweiten Absatz der Welle entstanden. Numerische Untersuchungen zeigten, dass das Voreilen des Aluminiumwerkstoffs unterhalb der Hülse zu Beginn des Verbundfließpressens auftritt. Während des Aufstauens des Wellenkopfes beginnt das Aluminium innerhalb der Hülse zu fließen. Ist der Kopf der Welle bis zur Aufnehmerwand aufgestaucht, beginnt das Hohl-Vorwärtsfließpressen der Hülse und es findet keine Relativbewegung zwischen der Hülse und dem innenliegenden Werkstoff statt. Zur Vermeidung des Voreilens wurde ein Gegendruck $p_G = 213 \text{ MPa}$ ($F_G = 213 \text{ MPa}$) über den Auswerfer während des Verbundfließpressens aufgebracht. Um die Spaltbildung zwischen dem Rand der Hülse und dem Kernwerkstoff des zweiten Wellenabsatzes zu verhindern, ist der Rand der Hülse nicht über die Matrzenschulter hinaus gepresst worden. Es entstand eine fehlerfreie, doppelt abgesetzte Verbundwelle (**Bild 8.19b**). Die Oberflächeneigenschaften des ersten Absatzes der Welle werden durch die beim Tiefzieh-Verbundfließpressen verwendete Ronde definiert. Die Oberflächeneigenschaften des zweiten Wellenabsatzes werden durch die Eigenschaften der gelochten Ronde bestimmt.

8.4 Stoffschlüssiges Fügen mit plattierten Ronden

Die Untersuchungen zur Verbindungsart zeigen, dass eine form- und kraftschlüssige Verbindung zwischen Kern- und Rondenwerkstoff vorliegt (**Kap. 7**). Im Gegensatz zur stoffschlüssigen Verbindung kann bei der vorhandenen Verbundkombination durch Auftrennen der Ronde der Verbund negiert werden. Das Recycling der durch Tiefzieh-Verbundfließpressen hergestellten Bauteile ist daher als unkompliziert zu definieren. Dennoch kann bei einigen industriellen Anwendungen eine stoffschlüssige Verbindung zwischen Kern- und Rondenwerkstoff vorteilhaft sein.

Wellen unterliegen im Einsatz Biege- und Torsionsbeanspruchungen. Die Torsionssteifigkeit einer Verbundwelle kann als die Summe der Torsionssteifigkeiten des Kern- und Hüllwerkstoffs berechnet werden. Der Zusammenhang gilt nur unter der Voraussetzung, dass an der Grenzschicht zwischen Kern und Hülle kein Schlupf vorliegt. Dies ist bei einer stoffschlüssigen Verbindung sichergestellt. Eine stoffschlüssige Verbindung der Werkstoffpartner ist bei einer Verbundwelle zur Übertragung hoher Drehmomente als vorteilhaft anzusehen.

Eine weitere, durch Tiefzieh-Verbundfließpressen herstellbare Produktgruppe sind die elektrischen Steckverbinder. Ein Steckverbinder im Mittel- und Hochvoltbereich, bestehend aus einem Aluminiumkern und einer Oberfläche aus Kupfer zur Verbesserung der elektrischen Leitfähigkeit, muss über eine stoffschlüssige Verbindung der beiden Werkstoffpartner verfügen. Ansonsten bilden sich Übergangswiderstände, die das Übertragungsverhalten und die Bauteillebensdauer verkürzen. Neben dem Verlust der zu übertragenden Spannung entstehen durch den erhöhten Innenwiderstand hohe Temperaturen

(Endres und Best, 2018). Gerade im Hinblick auf dem Trend der Elektromobilität und unter Berücksichtigung der Fahrgastsicherheit ist die Temperaturerhöhung als besonders kritisch anzusehen. Daher wird im Folgenden die Erzeugung einer stoffschlüssigen Verbindung von Aluminium und Kupfer durch Tiefzieh-Verbundfließpressen fokussiert.

In Experimenten werden Kerne aus Aluminium und Kupferronden durch Tiefzieh-Verbundfließpressen gefügt. In **Tabelle 8.1** sind die Versuchsparameter aufgelistet. Der Radius der Kernkante r_{kk} , der Radius des Ziehriings r_{zr} und die kumulierte Federkonstante C der acht Federn, die die Niederhalterkraft definieren, werden konstant mit $r_{kk} = r_{zr} = 4$ mm bzw. $C = 195$ N/mm gewählt.

Tabelle 8.1: Prozessparameter des Tiefzieh-Verbundfließpressens eines Aluminiumkerns und einer Kupferronde

Prozessparameter	Wert	
Ziehverhältnis β_1	1,8	
Blechdicke t_{R0}	1,5 mm	
Umformgrad φ_M	0,7	
Schulteröffnungswinkel 2α	60°	
Rondenwerkstoff (Fließspannung k_{R0} bei Raumtemperatur)	Cu-ETP (105 MPa)	
Kernwerkstoff (Fließspannung k_{K0} bei Raumtemperatur)	EN AW-1350A (58 MPa)	EN AW-6060 (248 MPa)

Die mit einem Kern aus der Aluminiumlegierung EN AW-6060 hergestellten Bauteile weisen Risse in Umfangsrichtung auf (**Bild 8.20a**). Die Fließspannung des Kernwerkstoffs übersteigt die Fließspannung des Rondenwerkstoffs. Daher plastifiziert der Kupfernapf im Weiterzug vor dem Kernwerkstoff. Der Kernkantenradius drückt den Napf gegen die Matrizenschulter. Dies führt zu einer stanzartigen Umformung des Napfes aus der die Rissbildung resultiert. Da der Riss nicht über den gesamten Umfang des Bauteilschaftes entsteht, bildet sich ein inhomogener Werkstofffluss in Umfangsrichtung aus, der ein ungleichmäßiges Einziehen des gerissenen Napfes während des Weiterzugs bedingt. Das **Bild 8.20b** zeigt, dass die Verwendung des, im Vergleich mit dem Rondenwerkstoff Cu-ETP weniger festen, Kernwerkstoffs EN AW-1350A in der Herstellung von Gutteilen resultiert. Durch Drahterodieren wird der Bauteilschaft entlang der Längsachse getrennt. Die Napfhälften lassen sich ohne Kraftaufwand vom Kernmaterial

lösen. Es kann keine stoffschlüssige Verbindung zwischen den beiden Werkstoffpartner durch Tiefzieh-Verbundfließpressen unter Anwendung dieses Parametersatzes erzeugt werden. Eine form- und kraftschlüssige Verbindung ist festgestellt worden.

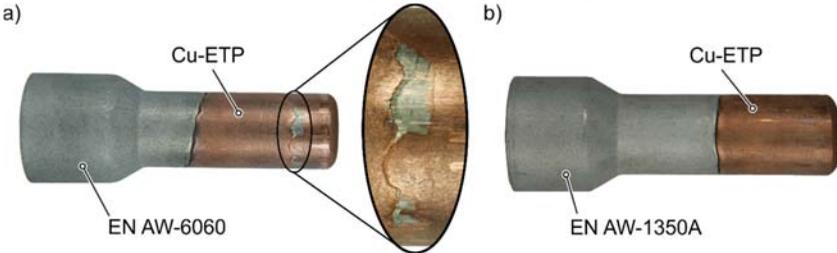


Bild 8.20: a) Werkstoffpaarung Ronde: Cu-ETP mit a) Kern: EN AW-6060, Rissbildung b) Kern: EN AW-1350A, Gutteil

Aus dem Stand der Technik ist bekannt, dass zur Erzeugung einer stoffschlüssigen Verbindung die Fließspannungen der Werkstoffpartner gleich groß sein sollten. Daher ist das Kaltpressschweißen gleicher Werkstoffe mit geringeren Kontaktdrücken und Oberflächenvergrößerungen im Vergleich zu ungleichen Werkstoffen möglich. Des Weiteren ist bekannt, dass sich durch Walzplattieren stoffschlüssige Verbunde zwischen ungleichen Metallen herstellen lassen. In **Bild 8.21a** wird eine mit Kupfer plattierte Aluminiumronde gezeigt.

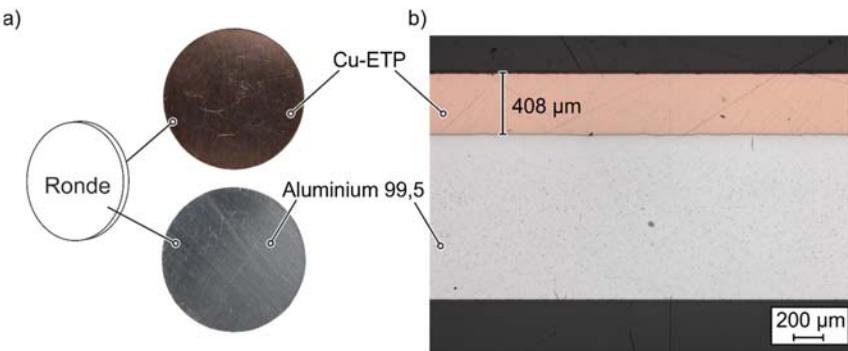


Bild 8.21: a) Kupferplattierte Aluminiumronde b) Querschliff und Messung der Schichtdicke des Kupfers

Das Blechhalbzeug ist freundlicherweise aus Musterbeständen der Wickeder Westfalenstahl GmbH zur Verfügung gestellt worden. Das Blech (Blechdicke $t_{R0} = 1,5 \text{ mm}$) besteht aus niedrig legiertem Aluminium 99,5 und Kupfer Cu-ETP. In Zugversuchen ist die Fließspannung des Verbundhalbzeugs $k_{R0} = 107 \text{ MPa}$ ermittelt worden. Die Schichtdicke der Kupferauflage wird mit Hilfe der bildgebenden Lichtmikroskopie gemessen.

Die Schichtdicke des Kupfers beträgt 0,4 mm (27 %) (**Bild 8.21b**). Ziel der folgenden Untersuchungen war es, die Aluminiumseite der Ronde mit dem Aluminiumkern stoffschlüssig durch Tiefzieh-Verbundfließpressen zu fügen. Es wurde die mit Kupfer plattierte Rondenseite gestrahlt, anschließend gereinigt und beschichtet. Ebenso wurde die Fläche des Kerns (EN AW-1350A), die nicht mit der Ronde während des Tiefzieh-Verbundfließpressens in Kontakt kommt, gestrahlt, gereinigt und beschichtet. Die Aluminiumseite der Ronde und die Kontaktfläche des Kerns sind unmittelbar vor der Durchführung des Tiefzieh-Verbundfließpressens gereinigt und anschließend mit einer Edelstahl-Rundbürste gebürstet worden. Ausgehend von den Erkenntnissen aus Kapitel 2.3 ist von einer positiven Beeinflussung der Verbundfestigkeit durch Bürsten der Oberflächen auszugehen. Nach dem Trennen des Bauteilschaftes entlang der Längsachse durch Drahterodieren konnte die Ronde nicht manuell vom Kern gelöst werden. Da durch das Trennen entlang der Längsachse sowohl der Kraftschluss als auch der Formschluss gelöst worden sind, ist davon auszugehen, dass zumindest teilweise eine stoffschlüssige Verbindung zwischen dem Aluminium der Ronde und dem Kern vorliegt (**Bild 8.22a**).

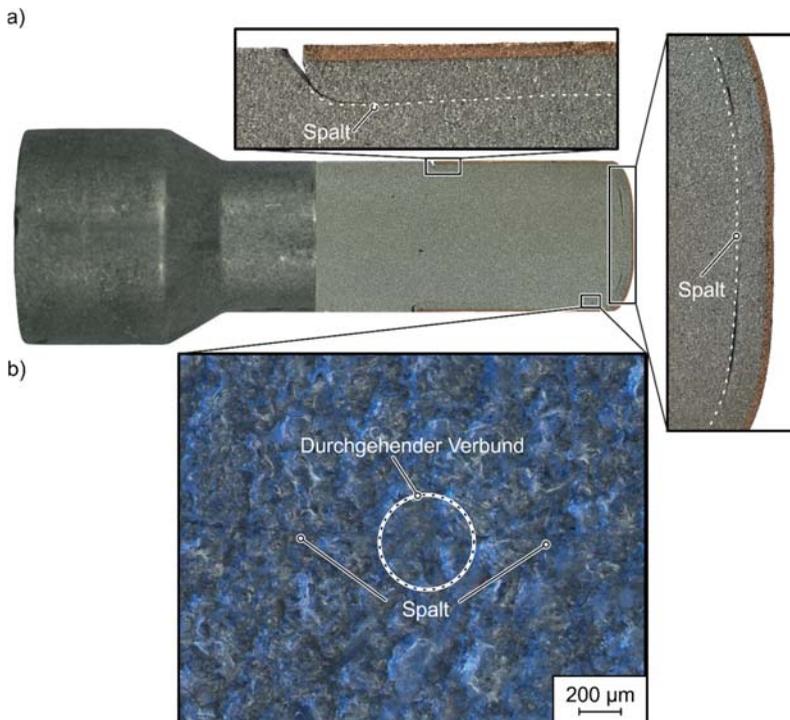


Bild 8.22: a) Längsschnitt des Bauteilschaftes Kern: EN AW-1350A, Ronde: Kupferplattierte Aluminiumronde b) Verbundzone mit lokaler Verschweißung

Augenscheinlich ist an der Längsschnittfläche ein durchgehender makroskopischer Spalt zwischen dem Aluminium des Kerns und der Ronde zu erkennen. Am deutlichsten ist der Spalt am Napfrand und an der Stirnfläche des Bauteilschaftes ausgeprägt.

Um den entstandenen Verbund tiefergehend zu analysieren, werden Aufnahmen mit der bildgebenden Lichtmikroskopie bei einer 100-fachen Vergrößerung durchgeführt. Die mikroskopische Untersuchung zeigt, dass der Verbund zwischen dem Kupfer- und dem Aluminiumwerkstoff der Ronde nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen partiell intakt ist. In Detailaufnahmen der Kontaktregion zwischen dem Aluminiumwerkstoff der Ronde und des Kerns ist teilweise kein Spalt zu erkennen (**Bild 8.22b**). In diesen Bereichen wird das lokale Vorliegen einer stoffschlüssigen Verbindung vermutet.

Um diese lokal vorhandenen stoffschlüssigen Verbundzonen zu vermehren und zu vereinen, wurde der Auswerfer während des Prozesses mit einer Gegenkraft F_G beaufschlagt. Dies führt zu einer Erhöhung des Kontaktdrucks zwischen den Werkstoffpartner und begünstigt somit, wie aus dem Stand der Technik bekannt, die Entstehung einer stoffschlüssigen Verbindung. Die Gegenkraft wurde von ca. 30 kN ausgehend um 10 kN je Versuch erhöht. Bei einer Gegenkraft von $F_G = 50$ kN beginnt der Werkstoff zwischen den Auswerfer und der Matrice zu fließen und es entsteht ein Grat von ca. 1 mm Höhe (**Bild 8.23**).

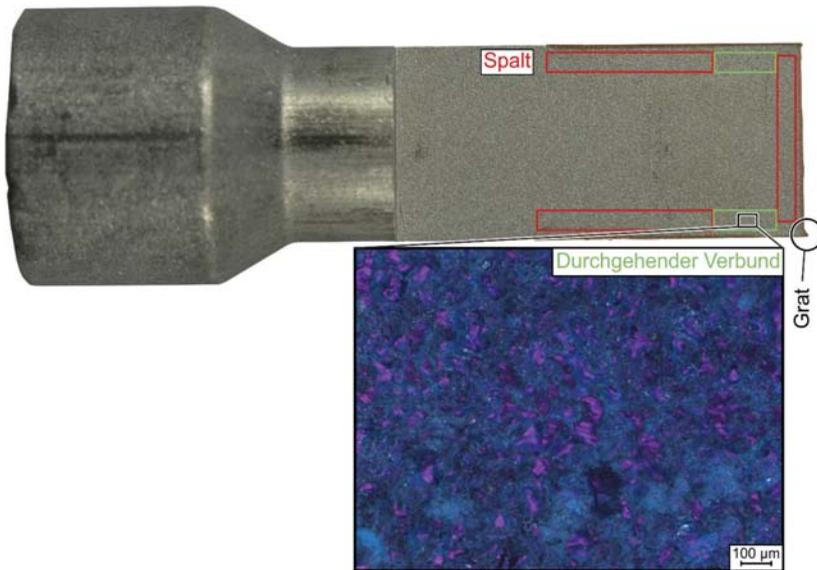


Bild 8.23: Mikroskopische Untersuchung der Verbundzone am Längsschnitt des Bauteilschaftes Kern: EN AW-1350A, Ronde: Kupferplattierte Aluminiumronde, Gegendruck $p_G = 142$ MPa

Aus diesem Grund wird die maximale Gegenkraft bei dieser Werkstoffpaarung und unter Verwendung der weiteren gewählten Prozessparameter auf $F_G = 50 \text{ kN}$ festgelegt. Dies entspricht einem Gegendruck $p_G = 142 \text{ MPa}$. Im Längsschnitt des Bauteilschaftes lässt sich makroskopisch ein Spalt von ca. 5 mm Länge ausgehend vom Napfrand erkennen. Die weitere Verbundzone ist augenscheinlich spaltfrei. In der Analyse der Verbundzone unter Anwendung der bildgebenden Lichtmikroskopie sind dennoch Verbundbereiche, die partiell mit Spalten versehen sind (rot markiert), erkennbar.

Der mikroskopisch erkennbare Spaltbereich der Verbundzone wird durch den Einsatz des Gegendrucks in der Art vermindert, dass eine ca. 7 mm lange Verbundzone ohne mikroskopisch erkennbaren Spalt (grün markiert), entsteht. In diesem spaltfreien Bereich der Verbundzone wird eine durchgehende stoffschlüssige Verbindung angenommen. Zur Bestimmung der Verbundfestigkeit und zur Validierung der Annahme eines Stoffschlusses wurden an fünf Bauteilen jeweils ein 5 mm hoher Zylinder für Push-Out-Tests aus dieser Verbundzone entnommen.

Das **Bild 8.24** zeigt exemplarisch eine Push-Out-Probe nach dem Ausdrücken des Kernwerkstoffs. Die Panoramaaufnahme ist aus 25 Einzelbildern zusammengesetzt worden und stellt die gesamte abgewinkelte Mantelfläche der Zylinderprobe dar.

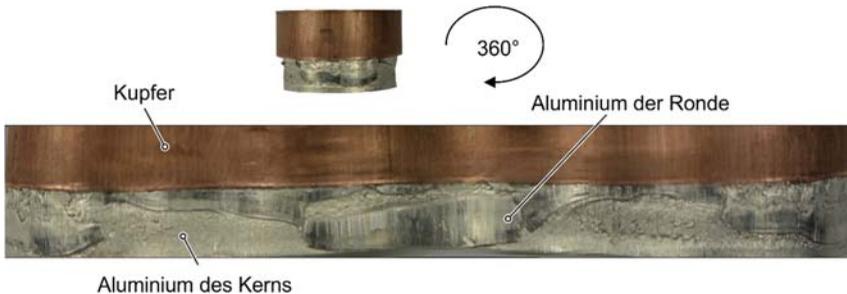


Bild 8.24: Panoramaaufnahme einer Push-Out-Probe nach Versuch

Die Panoramaaufnahme zeigt, dass der Verbund nicht homogen direkt in der unmittelbaren Werkstoffkontaktfläche zwischen dem Aluminium des Kerns und der Ronde versagt. Es wird angenommen, dass das Verbundversagen wechselseitig im Aluminiumwerkstoff des Kerns und im Aluminiumanteil der Ronde auftritt. Diese Versagenssituation wird als Indikator für eine stoffschlüssige Verbindung interpretiert.

Die ermittelten Verbundfestigkeiten in axialer Richtung zwischen dem Aluminium der Ronde und des Kerns werden in **Bild 8.25** dargestellt. Die Fehlerbalken zeigen die minimale und die maximale ermittelte Verbundfestigkeit an. Die Schubfließgrenze des Kernwerkstoffs ist mit Hilfe der Gl. 7.7 aus der Fließspannung des Kernwerkstoffs nach Tresca berechnet worden.

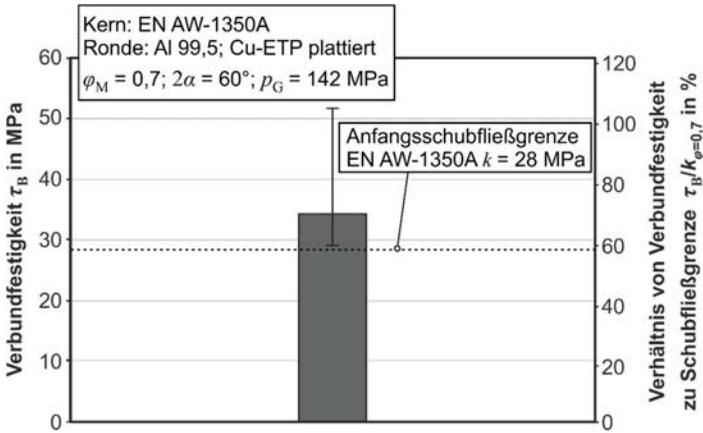


Bild 8.25: Verbundfestigkeit in axialer Richtung bei Verwendung kupferplattierter Aluminiumbleche und eines Aluminiumkerns

Die fünf ermittelten Verbundfestigkeiten sind größer als die Anfangsschubfließgrenze $k^{\circ=0} = 28$ MPa des Kernwerkstoffs. Der Mittelwert der Verbundfestigkeit entspricht 71 % der extrapolierten Schubfließgrenze des Kernwerkstoffs $k_{\phi=0,7} = 48$ MPa. Die maximale ermittelte Verbundfestigkeit wird mit 114 % der extrapolierten Schubfließgrenze des Kernwerkstoffs festgestellt. Generell zeigen die Ergebnisse der Push-Out-Tests, dass eine stoffschlüssige Verbindung zwischen dem Aluminium des Kerns und dem Aluminiumwerkstoff der Ronde besteht. Der große Streubereich der ermittelten Verbundfestigkeiten lässt sich auf die Bauteilherstellung zurückführen. Die Zeitspanne zwischen dem Bürsten der Proben und Bauteilherstellung schwankte aufgrund des manuellen auszuführenden Montage der Werkzeuge. Schwankungen der Zeitspanne zwischen Bürsten und Kaltpressschweißen beeinflusst die Verbundfestigkeit (Miwada et al., 2014).

Des Weiteren wurde der Niederhalter nach jedem Versuch manuell gereinigt. Die Verbundzone bildet sich nur durchgehend stoffschlüssig in dem auf die Ronde bezogenen Bereich aus, der nicht in Kontakt mit dem Niederhalter kam. Es wird angenommen, dass es zu mikroskopischen Verunreinigungen auf der Rondenoberfläche durch den Niederhalter kam.

8.5 Späne als Kernwerkstoff

Bisher wurde die Herstellung von Verbundwellen durch Fügen von Rondens und festen Kernen (Stückgut) fokussiert. In diesem Kapitel wird die Verwendung von Schüttgut anstatt eines festen Kerns untersucht. Aus ökonomischen sowie ökologischen Gründen

wurden Aluminiumspäne verwendet. Die theoretische Möglichkeit der Prozessenerweiterung wird im Patent des Fertigungsprozesses Tiefzieh-Verbundfließpressen erwähnt (Jäger et al., 2011).

In vorangegangenen Arbeiten mit dem Ziel des Recyclings von Metallspänen ohne energieintensiven Einschmelzprozess wird die Herstellung eines Festkörpers aus Spänen fokussiert (Shamsudin et al., 2016). Entgegen dem Ziel der vorangegangenen Untersuchungen sollen durch das Tiefzieh-Verbundfließpressen die Eigenschaften eines Schüttguts erhalten bleiben. Die Untersuchungen zum Tiefzieh-Verbundfließpressen unter Verwendung von Spänen als Kernmaterial hat das Ziel, z.B. Komponenten zur Energieabsorption (Crashabsorber) zu fertigen. Der Hüllwerkstoff dient dazu, die kompaktierten, aber losen Späne in Form zu halten.

Das **Bild 8.26** zeigt skizzenhaft den Prozessablauf. Der Werkzeugaufbau des Tiefzieh-Verbundfließpressens wird um einen Aufnahmezylinder, der mittig über der Ronde zentriert wird, ergänzt (**Bild 8.26a**).

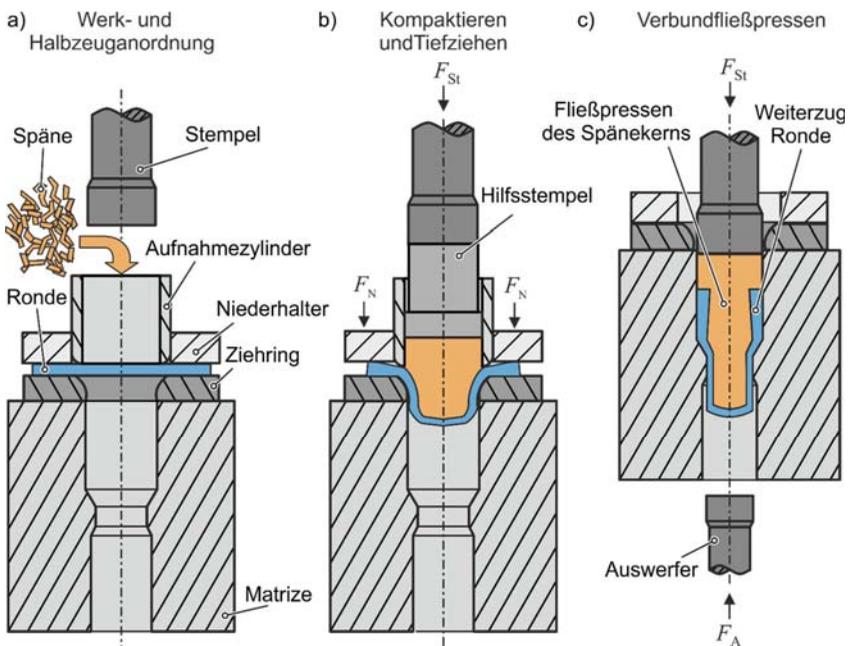


Bild 8.26: Prozessskizze des Tiefzieh-Verbundfließpressens mit Spänen a) Werk- und Halbzeuganordnung b) Kompaktieren und Tiefziehen c) Verbundfließpressen

Die Späne werden in den Aufnahmezylinder geschüttet. In den Aufnahmezylinder wird anschließend ein Hilfsstempel eingesetzt. Der Stempel kommt in Kontakt mit dem Hilfsstempel und die Kompaktierung der Späne beginnt. Überschreitet die induzierte Kraft zum Kompaktieren die benötigte Kraft zum Tiefziehen der Ronde, findet ein simultanes Kompaktieren der Späne und Tiefziehen der Ronde statt (**Bild 8.26b**). Nach der vollständigen Umformung der Ronde zu einem Napf wird sowohl der Hilfsstempel als auch der Aufnahmezylinder entfernt. Der Stempel verfährt erneut und das Verbundfließpressen beginnt, wobei die Ronde weitergezogen und die kompaktierte Spänemasse fließgepresst werden. Nach Erreichen der gewünschten Schaftlänge, wird das Bauteil durch den Auswerfer aus der Matrize befördert (**Bild 8.26c**).

Um eine homogene Spangeometrie sicherzustellen, wurden die Späne aus dem Werkstoff Aluminium EN AW-6060 T4 durch eine Fräsoperation (Schnitttiefe = 1 mm, Fräsbreite = 12 mm, Drehzahl = 14.000 U/min, Vorschubgeschwindigkeit: 2000 mm/min), dankenswerterweise durch das Institut für spanende Fertigung, hergestellt⁶. Die gefertigte Spangeometrie wird exemplarisch in **Bild 8.27** gezeigt.

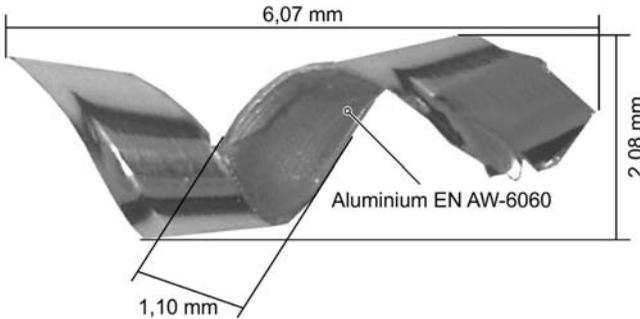


Bild 8.27: Wendelspan, hergestellt durch Fräsen

Des Weiteren wurde eine Edelstahlronde 1.4301 mit einem Durchmesser $d_R = 45$ mm und einer Blechdicke $r_{R0} = 1,5$ mm verwendet. Der Radius des Ziehrings r_{Zr} und die kumulierte Federkonstante C der acht Federn, die die Niederhalterkraft definieren, sind konstant mit $r_{Kk} = r_{Zr} = 4$ mm bzw. $C = 400$ N/mm gewählt worden. Es wurde eine Matrize mit dem Umformgrad $\varphi_M = 1,0$ genutzt. Der Schulteröffnungswinkel ist als einziger Parameter mit $2\alpha = 60^\circ$, $2\alpha = 90^\circ$ und $2\alpha = 120^\circ$ variiert worden. Das **Bild 28a** zeigt den Querschnitt eines mit verdichteten Spänen gefüllten Napfes nach dem Tiefziehen und

⁶ Die Herstellung der Bauteile erfolgte im Rahmen der Bachelorarbeit von E. Efendioglu: Experimentelle Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens mit Späneknern, Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

die hergestellten Bauteile (**Bild 28b**). Es kann, wie bei den herkömmlich gezogenen Näpfen, eine Zunahme der Blechdicke im Randbereich des Napfes, hervorgerufen durch die tangentielle Materialverdrängung während der Tiefziehoperation, festgestellt werden. Eine deutliche Verringerung der Ausgangsblechdicke $t_{R0} = 1,5 \text{ mm}$ ($t_{R,\min} = 1,48 \text{ mm}$) kann, im Gegensatz zu den herkömmlich gezogenen Näpfen, nicht festgestellt werden. Der große Radius am Boden des Napfes in Kombination mit dem festgestellten Blechdickenverlauf zeigen, dass sich die Spänemasse während des Tiefziehvorgangs wie ein Wirkmedium verhält. Auch während des anschließenden Weiterzugs des Napfes ist von einem Wirkmedium ähnlichen Verhalten der Späne auszugehen, da an der Stirnseite des Schaftes ein deutlicher Radius entstanden ist.

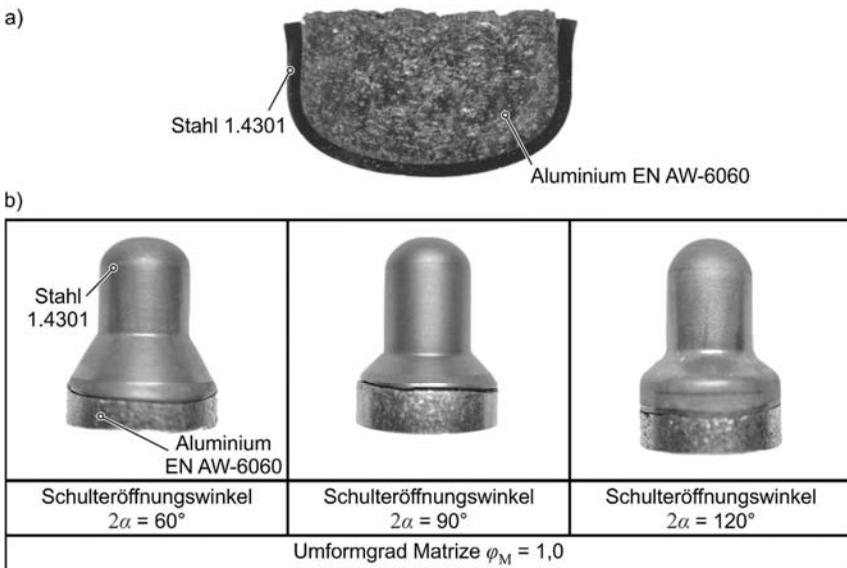


Bild 8.28: a) Querschnitt eines mit kompaktierten Spänen gefüllten Napfes nach dem Tiefziehen b) Hergestellte Bauteile mit Spänekern

Um die Verteilung der Späne innerhalb des Bauteilschafts zu untersuchen, wurde das Bauteil $\varphi_M = 1,0$, $2\alpha = 90^\circ$ in einem Computertomografen XT H 160 der Firma Nikon Metrology NV erfasst. Der Stahlanteil am Schaft ist durch Drehen verringert worden, um die Energieabsorption zu minimieren und qualitativ hochwertige Bilder mit wenigen Artefakten zu generieren. Es wurden eine Röhrenspannung von 140 kV und eine Strahlstromstärke vom $157 \mu\text{A}$ gewählt sowie 1440 Winkelaufnahmen durchgeführt. Anschließend wurde in der Software VGStudioMax aus den 1440 Winkelaufnahmen ein dreidimensionales Objekt erzeugt.

In **Bild 8.29a** sind die Längsschnitte 0° und 90° des dreidimensionalen Objekts zu sehen. Entlang der Mittelachse und im Stirnbereich des Bauteilschaftes sind sowohl in der 0° - als auch in der 90° -Schnittansicht Hohlräume zu erkennen (weiß gestrichelt). Im Randbereich des Schaftes sind augenscheinlich weniger Hohlräume entstanden. Das bedeutet, dass die Späne im Randbereich des Schaftes stärker während der Umformung verdichtet werden als auf der Mittelachse und im Stirnbereich des Bauteilschaftes.

Die Materialverdichtung in der Randzone und die damit einhergehende Porosität der Bauteilmitte sind ein Zeichen für die höheren lokalen Umformgrade in der Randzone. Diese höheren lokalen Umformgrade sind charakteristisch für das Voll-Vorwärts-Fließpressen. Der Werkstoff wird im Randbereich an der Matrizenschulter erst gestaucht, dann erfolgt eine Scherung mit einer abschließenden Streckung. Dies führt zu der Zunahme des lokalen Umformgrads von der Mittelachse zum Rand des Schaftes.

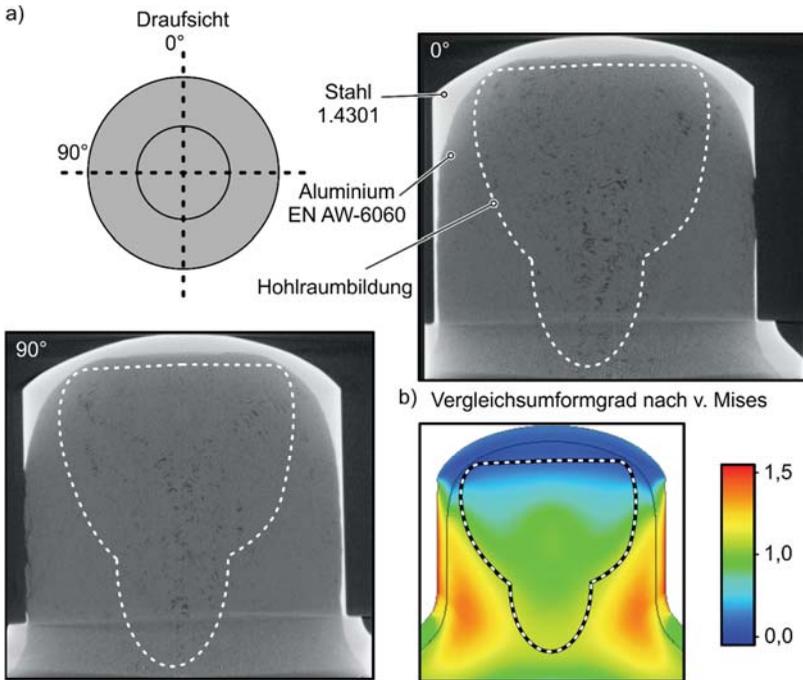


Bild 8.29: $\varphi_M = 1,0, 2\alpha = 90^\circ$ a) Computertomografie Kernwerkstoff: Späne - EN AW-6060 – Schnittansichten 0° und 90° entlang der Längsachse und b) numerisch ermittelte Verteilung des Vergleichsumformgrads Kernwerkstoff: Stückgut - EN AW-6060

Das **Bild 8.29b** zeigt die numerisch ermittelte Verteilung des Vergleichsumformgrads nach von Mises nach dem Tiefzieh-Verbundfließpressen unter Verwendung eines

festen Kerns. Die Verteilung des Vergleichsumformgrads stimmt qualitativ mit der Verteilung der Späne überein.

8.6 Fazit zum Prozesspotential und technologischen Konzepten

Durch den Einsatz eines mit Kraft beaufschlagten Auswerfers während der Prozessphase „Weiterzug der Ronde und Fließpressen des Kerns“ können die beiden Prozessfehler, Reißen der Ronde und unzureichende Ausformung des Bauteilkopfes, vermieden werden. Der Spalt zwischen dem Napfrand und dem Kernwerkstoff am Bauteilschaft wird durch Tiefzieh-Verbundfließpressen mit Gegendruck um etwa 80 % verringert. Die generierte Spaltgröße liegt unterhalb des Fehlerwertes.

Durch die Erweiterung des Prozesses um einen konventionellen Weiterzug kann die relative ummantelte Länge des Bauteilschafts um 47 % gesteigert werden. Wird ein geglähter Napf mit höherem Umformvermögen im Vergleich zur nicht geglähten Variante verwendet, kann die relative ummantelte Länge um 94 % gesteigert werden. Durch das zweistufige Tiefzieh-Verbundfließpressen kann eine doppelt abgesetzte Welle, bestehend aus einem Kern aus Aluminium und einer Edstahlhülle, die beide Absätze vollständig ummantelt, erfolgreich hergestellt werden.

Die Prozessführung und Werkzeuggeometrie des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und zum Patent angemeldeten Aufweitiefzieh-Verbundfließpressens ist erfolgreich numerisch und experimentell ausgelegt worden. Es ist möglich, einen Kernwerkstoff mit verschiedenen Blechwerkstoffen zu kombinieren und zu einer mehrfach abgesetzten Welle zu formen. Jeder Absatz der Welle kann mit dem Werkstoff ummantelt werden, der die geforderten Oberflächeneigenschaften des Absatzes erfüllt.

Durch die Verwendung von kupferplattierten Aluminiumblechen ist es möglich, eine zumindest partielle stoffschlüssige Verbindung zwischen dem Kern (Aluminium) und dem Aluminiumanteil der Ronde zu erzeugen. Außerdem können Späne als Kernwerkstoff verwendet werden. Die Dichteverteilung stimmt qualitativ mit der Verteilung des Vergleichsumformgrads überein.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassung

Der Bedarf an Verbundbauteilen, bestehend aus einem Kern umhüllt mit einer im Vergleich zum Kern dünnen Werkstoffschicht, wobei der Hüllwerkstoff die oberflächennahen Eigenschaften des Bauteils (Festigkeit oder elektrischer Kontaktwiderstand) definiert, wird aufgrund der europäischen Bestrebungen die Treibhausgasemissionen zu verringern, steigen.

Aus dem Stand der Technik ist bekannt, dass sowohl das Fließpressen als auch das Tiefziehen weit erforschte und in der Industrie angewendete Verfahren sind, um Massenprodukte zu fertigen. Das Tiefzieh-Verbundfließpressen vereint beide Verfahren zu einem umformtechnischen Fügeprozess. In ersten Arbeiten konnte ein Aluminiumkern mit einer Edelstahlronde zu einer einfach abgesetzten Verbundwelle gefügt werden, wobei die Hülle des Wellenschafts einen umlaufenden Riss aufwies.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Tiefzieh-Verbundfließpressen experimentell, analytisch und numerisch untersucht. Zuerst kann in der Analyse der vorangegangenen Arbeiten zum Tiefzieh-Verbundfließpressen festgestellt werden, dass weder ein Ziehspalt noch ein Kernkantenradius, der mit dem Stempelkantenradius beim herkömmlichen Tiefziehen gleichzusetzen ist, verwendet wurde. Um ungünstige Spannungszustände und die daraus resultierende Rissbildung der Hülle zu vermeiden, wurden die anschließenden experimentellen Untersuchungen mit entsprechendem Ziehspalt und Kernkantenradius durchgeführt. Auf Basis dieser grundlegenden experimentellen Versuchsreihe (Kern: Aluminium, Ronde: Edelstahl) kann ein umfangreiches Prozessfenster aufgestellt werden. Es sind vier mögliche Prozessfehler festgestellt worden. Ist die benötigte Tiefziehkraft größer als die Kraft, um den Kern zu stauchen, fließt der Kernwerkstoff radial und der Fertigungsprozess ist fehlerhaft. Des Weiteren sind die Prozessfehler am Verbundbauteil *Riss der Ronde*, *Spalt* zwischen Ronde und Kern und *unvollständiges Ausformen des Bauteilkopfes* beobachtet worden. Mit Hilfe numerischer Analysen konnten die auftretenden Spannungen und Dehnungen während des Prozesses und die Fehlerentstehung analysiert werden. Zum Zeitpunkt der Rissentstehung herrscht ein biaxialer Zugspannungszustand vor, der zum Versagen des Rondenwerkstoffs führt.

Das Tiefzieh-Verbundfließpressen besteht aus den vier Prozessphasen Tiefziehen der Ronde zu einem Napf (Phase 1), Stauchen des Kerns und Aufweiten des Napfes (Phase 2), Weiterziehen des Napfes und simultanes Fließpressen des Kerns (Phase 3) sowie Voll-Vorwärts-Fließpressen des Kernwerkstoffs (Phase 4). Der Stempelkraftverlauf wird in einem analytischen Modell, basierend auf der elementaren Plastizitätstheorie nach Siebel, insbesondere dem Scheibenmodell, beschrieben. Das analytische Modell ist durch den Vergleich mit den experimentell ermittelten maximalen Stempelkräften

bei Variation der Prozessparameter validiert worden und stellt sich als robust gegenüber Änderung der Eingangsparameter dar.

Aufgrund der inhomogenen Blechdickenverteilung nach dem Tiefziehen und dem Weiterzug stellt sich ein Formschluss in axialer Richtung ein. Aus dem anisotropen Fließverhalten des Blechwerkstoffs resultiert ein Formschluss in Tangentialrichtung. Des Weiteren ist ein Mikroformschluss, der durch die gestrahlte Oberflächenstruktur der Ronde bedingt ist, nachgewiesen worden. Ebenso kann der Nachweis einer kraftschlüssigen Verbindung der Werkstoffpartner erbracht werden. Die Herstellung einer stoffschlüssigen Verbindung zwischen der Ronde aus Stahl mit dem Aluminiumkern ist durch Tiefzieh-Verbundfließpressen nicht möglich. Es konnte in numerischen Untersuchungen gezeigt werden, dass die aus der Literatur bekannten Werte des benötigten Kontaktdrucks und der Oberflächenvergrößerung zur Herstellung eines Stoffschlusses zwischen Aluminium und Stahl nicht annähernd erreicht werden können. Die Verbundfestigkeit zwischen Aluminium und Stahl in axialer Richtung, ermittelt durch Push-out-Tests, beträgt maximal 40 % der Scherfestigkeit des Aluminiumwerkstoffs. Auch wenn die Verbundfestigkeit geringer ist als die einer stoffschlüssigen Verbindung, ist dies in Bezug auf den kompletten Produktlebenszyklus, im Speziellen auf das Recycling, als positiv hervorzuheben. Die verwendeten Werkstoffe können durch herkömmliches mechanisches Trennen der Ronde vereinzelt und ohne großen Aufwand recycelt werden.

Der Stoffschluss zwischen Aluminium und Kupfer ist eine Grundanforderung an elektrische Steckverbinder, insbesondere in der Hochspannungsanwendung. Es kann keine stoffschlüssige Verbindung zwischen dem Aluminiumkern und einer Kupferronde hergestellt werden. Durch die Verwendung einer mit Kupfer plattierten Aluminiumronde und Gegendruck, eingeleitet über den Auswerfer, ist die Herstellung einer partiellen stoffschlüssigen Verbindung zwischen dem Aluminiumkern und der Aluminiumseite der Ronde möglich. Damit wird die Grundanforderung des Stoffschlusses partiell erfüllt.

Unter Anwendung eines mit Kraft beaufschlagten Auswerfers kann ebenfalls erfolgreich das Prozessfenster (Kern: Aluminium, Ronde: Edelstahl) erweitert werden. Das Reißen der Ronde wird verhindert, da axiale Zugspannungen mit Druckspannungen überlagert werden. Zusätzlich führt der Gegendruck zu einer Homogenisierung der Geschwindigkeitsverteilung des Werkstoffflusses und somit zu einer Verringerung des Spalts um 80 %. Ferner kann der mit Gegendruck beaufschlagte Auswerfer zur Verhinderung eines unzureichend ausgeformten Bauteilkopfs erfolgreich eingesetzt werden.

Zur Erhöhung der ummantelten Länge des Bauteilschaftes ist ein Werkzeugkonzept zum mehrstufigen Tiefzieh-Verbundfließpressen entwickelt und ein Prototypenwerkzeug konstruiert und gefertigt worden. Die ummantelte Länge wurde im Maximum um 91 % gesteigert und es konnte eine doppelt abgesetzte Welle, bei der beide Absätze vollständig mit Stahl ummantelt sind, gefertigt werden.

Die Absätze von mehrstufigen Wellen haben oftmals unterschiedliche Funktionen und somit variierende Anforderungen an die Oberflächeneigenschaften. Durch die im Rahmen dieser Arbeit zum Patent angemeldete Verfahrensvariante Aufweittiefzieh-Verbundfließpressen können Verbundwellen mit verschiedenen Hüllwerkstoffen je Absatz gefertigt werden, die diese Anforderungen erfüllen. Nach numerischer Prozessauslegung und anschließender Fertigung eines Prototypenwerkzeugs ist eine doppelt abgesetzte Verbundwelle hergestellt worden, bei der die Oberflächeneigenschaft des ersten Absatzes durch eine Stahlronde und die Oberflächeneigenschaften des zweiten Absatzes durch eine gelochte Stahlronde definiert werden.

Ausblick

Wellen werden im Einsatz hauptsächlich auf Biegung und Torsion beansprucht. Ausblickend sind weitere Untersuchungen in Bezug auf die Verbundfestigkeit der Bauteile in Torsionsrichtung zu nennen. Es muss ein Konzept entwickelt werden, das es ermöglicht, die Verbundfestigkeit in Torsionsrichtung ohne Beeinflussung der Kontaktzone zu ermitteln. Die Oberflächenstrukturierung der Ronde bedingt einen Mikroformschluss. Der Einfluss unterschiedlicher Oberflächenstrukturen auf die Verbundfestigkeit sollte zusätzlich ermittelt werden. Auch sollte die Entwicklung von Beschichtungssystemen, die einerseits die Korrosions- und andererseits die Verbundeigenschaften positiv beeinflussen, Gegenstand weiterer Untersuchungen sein.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte eine Vielzahl an Prozesspotentialen aufgezeigt und technologisch umgesetzt werden. Das mehrstufige Tiefzieh-Verbundfließpressen und das Aufweittiefzieh-Verbundfließpressen sollten in folgenden Arbeiten grundlegend untersucht werden. Das Ermitteln von Prozessgrenzen, die Lastpfadbeschreibung sowie die Ermittlung der Bauteileigenschaften sollten dabei im Vordergrund stehen. Die Übertragbarkeit der analytischen Stempelkraftbeschreibung des Tiefzieh-Verbundfließpressens auf die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verfahrenserweiterungen ist ebenfalls zu nennen.

Die stoffschlüssige Verbindung von Aluminium und Kupfer durch Tiefzieh-Verbundfließpressen zur Herstellung von Bauteilen für die Elektroindustrie stellt ein großes Potential zur industriellen Nutzbarkeit des Verfahrens dar. Es sollten weitere Untersuchungen mit dem Ziel durchgeführt werden, den partiell vorliegenden, stoffschlüssig gefügten Bereich auf die gesamte Kontaktzone zu erweitern. Hier ist zum Beispiel das Beizen der Aluminiumoberflächen mit direktem Phosphatieren im Anschluss, ohne erneute Ausbildung einer Aluminiumoxidschicht, denkbar. Die sich einstellende Beschichtung sollte hierbei eine geringere Schichtdicke aufweisen als das Aluminiumoxid und bei geringerer Dehnungsbeanspruchung aufreißen, sodass die benötigte Oberflächenvergrößerung und der Kontaktdruck zur Einstellung einer stoffschlüssigen Verbindung minimiert werden.

Literaturverzeichnis

- Alves, L. M., Afonso, R. M., Martins, P. A.F. (2019) Joining sheets to rods by boss forming. *CIRP Annals*, Vol. 68, S. 265–268, DOI:10.1016/j.cirp.2019.03.002.
- Alves, L. M., Afonso, R. M., Silva, C.M.A., Martins, P.A.F. (2017) Boss forming of annular flanges in thin-walled tubes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 250, S. 182–189, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2017.07.011.
- Alves, L. M., Afonso, R. M., Silva, C.M.A., Martins, P.A.F. (2018) Joining tubes to sheets by boss forming and upsetting. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 252, S. 773–781, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2017.10.047.
- Appel, L., Cramer, H. (2011) Magnetimpulsschweißen – Charakterisierung der Prozessbedingungen und der Verbindungseigenschaften für Anwendungen im Automotivbereich und im Apparatebau. *DVS Bericht 275*, S. 338-345.
- Awiszus, B., Neugebauer, R., Kittner, K., Popp, M. (2009) Analyse des Querfließpressens als Analogieversuch zum Strangpressen unter besonderer Berücksichtigung der Verbundbildung zwischen Aluminium und Magnesium. *umformtechnik.net*, Vol. 2009,
- Bai, Y., Wierzbicki, T. (2008) A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*, Vol. 24, S. 1071–1096, DOI:10.1016/j.ijplas.2007.09.004.
- Bay, N. (1979) Cold Pressure Welding - The Mechanism Governing Bonding. *Journal of Engineering for Industry*, S. 121-127.
- Bay, N. (1983) Mechanisms Producing Metallic Bonds in Cold Welding. *Welding Journal*, Vol. 1983, S. 137-142.
- Bay, N. (1994) The state of the art in cold forging lubrication. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 46, S. 19–40, DOI:10.1016/0924-0136(94)90100-7.
- Bay, N., Azushima, A., Groche, P., Ishibashi, I., Merklein, M., Morishita, M., Nakamura, T., Schmid, S., Yoshida, M. (2010) Environmentally benign tribo-systems for metal forming. *CIRP Annals*, Vol. 59, S. 760–780, DOI:10.1016/j.cirp.2010.05.007.
- Behrens, B.-A., Kosch, K.-G. (2011) Influence of different alloying elements on the intermetallic phase seam thickness of compound forged steel-aluminum parts. *Prod. Eng. Res. Devel.*, Vol. 5, S. 517–522, DOI:10.1007/s11740-011-0327-9.
- Binder (1980) Untersuchungen über das Verjüngen von zylindrischen Vollkörpern. Dissertation, Universität Stuttgart, Berlin, Heidelberg, DOI:10.1007/978-3-642-81560-7.

- Böhm, E. (1984) Verfahren und Umformwerkzeug zum Gleichlauf-Weiterziehen von napfförmigen Werkstücken. DE000003437123C2.
- Burgdorf, M. (1968) Das Aufweittiefziehen, ein Verfahren der Umformtechnik. CIRP Annals, Vol. 1968, S. 117–122.
- Chrenov, K. K. (1967) Kaltpreßschweißen von Metallen. ZIS-Mitteilungen, Vol. 1967, S. 1335–1341.
- Ciupik, L. F. (1984) Bimetalic parts production in cold backward extrusion process. Proceedings of the 17th ICFG Plenary Meeting (ICFG 1984), Nagoya, Japan.
- Copper, D. R., Allwood, J. M. (2014) The influence of deformation conditions in solid-state aluminium welding processes on the resulting weld strength. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 2014, S.2576-2592, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2014.04.018.
- Dannemann, E., Huber, J. (1969) Die Größe des Umformwirkungsgrades und des Kraftverlauf-Korrekturbeiwertes beim Voll-Vorwärtsfließpressen von Stahl Ck15. Industrieanzeiger, Vol. 1969, S.1093-1095.
- Destatis (2019) Produzierendes Gewerbe - Produktion des Verarbeitenden Gewerbes sowie des Bergbaus und der Gewinnung von Steinen und Erden. Fachserie 4 Reihe 3.1.
- DIN. 14610 (2005) Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe für Metallschweißprozesse; Dreisprachige Fassung Beuth Verlag, Berlin.
- DIN. 3760 (1996) Radial-Wellendichtringe Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN. 4287 (2010) Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit Beuth Verlag, Berlin.
- DIN. 8582 (2003) Fertigungsverfahren Umformen - Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht Beuth Verlag, Berlin.
- DIN. 8583-1 (2009) Fertigungsverfahren Druckumformen - Teil 1: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe Beuth Verlag, Berlin.
- DIN. 8584-3 (2003) Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 3: Tiefziehen Beuth Verlag, Berlin.
- DIN. 8593-0 (2009) Fertigungsverfahren Fügen - Teil 0: Allgemeines Beuth Verlag, Berlin.
- DIN. 8593-5 (2009) Fertigungsverfahren Fügen - Teil 5: Fügen durch Umformen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe Beuth Verlag, Berlin.

- Doege (1963) Untersuchung über die maximal übertragbare Stempelkraft beim Tiefziehen rotationssymmetrischer zylindrischer Teile. Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin.
- Doege, E., Behrens, B.-A. (2010) Handbuch Umformtechnik - Grundlagen, Technologien, Maschinen. Springer-Verlag, Berlin, ISBN 978-3-642-04249-2.
- Dorfschmidt (1982) Eigenspannungsuntersuchungen beim Voll-Vorwärts-Kaltfließpressen von Stahl. Dissertation, Universität Hannover, Hannover.
- Endres, H., Best, T. (2018) Praxishandbuch Steckverbinder. Vogel Business Media, Würzburg, ISBN 9783834334145.
- Engel (1985) Niederhalterloses Stülpziehen rotationssymmetrischer Werkstücke aus Mittel- und Grobblech. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Darmstadt.
- Engel (1996) Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Werkzeugen der Massivumformung. Habilitation, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen.
- Ersoy (1975) Wirkfläche und Wirkraum. Ausgangselemente zum Ermitteln der Gestalt beim rechnerunterstützten Konstruieren. Dissertation, TU Carolo-Wilhelmina, Braunschweig.
- Europäische Kommission (2019) BERICHT DER KOMMISSION AN DAS EUROPÄISCHE PARLAMENT UND DEN RAT - Schaffung der Voraussetzungen für die Anhebung der Ambitionsniveaus EU-Bericht über die Fortschritte beim Klimaschutz von 201., Brüssel.
- eurostat (2019) Erneuerbare Energien in der EU - Anteil erneuerbarer Energien in der EU im Jahr 2017 auf 17,5% gestiegen. Elf Mitgliedstaaten erreichen bereits ihre Zielwerte für 2020 (12.02.2019).
- Farr (2002) Zieh- und Stempelkantenradien beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart.
- Farren, W. S., Taylor, G. I. (1925) The Heat Developed during Plastic Extension of Metals. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, Vol. 107, S. 422–451, DOI:10.1098/rspa.1925.0034.
- Feldmann, H. D. (1959) Fließpressen von Stahl. Springer-Verlag, Berlin, ISBN 9783662236918.
- Felz, D., Lüttig, S. (2018) Elektromobilität - quo vadis 2030. massivUmformung, Vol. 2018, S. 28-31.
- Geleji, S. (1961) Bildsame Formung der Metalle in Rechnung und Versuch - Mit 764 Abb. u. 71 Tab. Akad.-Verl., Berlin.

- Gottstein, G. (1998) *Physikalische Grundlagen der Materialkunde.*, ISBN 3540626700.
- Groenbaek, J. (2011) *Industrielle Anwendung von dynamischen Matrizen für die Kaltmassivumformung.* Tagungsband: 26. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer, Düsseldorf.
- Groenbaek, J., Nielsen, E. B. (1994) New developments in the design of high performance, stripwound cold forging tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 46, S. 87–97, DOI:10.1016/0924-0136(94)90104-X.
- Gumm (1964) *Kombination von Umformung und Kaltpreßschweißen beim Fließpressen und Rohrziehen.* Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, Braunschweig.
- Gumm, P., Ruge, J. (1968) Kaltpreßschweißen von Stahl/Kupfer- und Nickel/Stahl-Verbundkörpern durch Fließpressen. *Werkstatttechnik*, Vol. 1968, S. 313–317.
- Gumm, R., Hoffmann, W. (1965) Kaltpreßschweißen in Fließpressvorgängen. *Zeitschrift für Metallkunde*, Vol. 1965, S. 704-712.
- Haats, J. (1994) *Verfahrensoptimierung beim Kaltpreßschweißen artverschiedener korrosionsbeständiger Metalle.* VDI-Verl., Düsseldorf, ISBN 3181405027.
- Hänisch (2015) *Verzugsanalyse kaltmassivumgeformter und wärmebehandelter Bauteile.* Dissertation, Technische Universität Dortmund, Dortmund.
- Hänisch, S., Ossenkemper, S., Jäger, A., Tekkaya, A. E. (2013) Combined deep drawing and cold forging: an innovative process to manufacture composite bulk materials, *Proceedings of NEMU 2013: New Developments in Forging Technology*, Stuttgart, Deutschland.
- Hering, O., Dahnke, C., Tekkaya, A. E. (2018) Influence of Damage on the Properties of Cold Forged Parts. *Proceedings of 51st ICFG Plenary Meeting*, Columbus, USA.
- Hockett, J. E., Sherby, O. D. (1975) Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 23, S. 87–98, DOI:10.1016/0022-5096(75)90018-6.
- Hoffmann, H., Spur, G., Neugebauer, R. (2012) *Handbuch Umformen.* Carl Hanser Fachbuchverlag, ISBN 978-3-446-42778-5.
- Hofmann, A. R. (2002) *Erweiterung von Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen.* Meisenbach, Bamberg, ISBN 3-87525-182-2.
- Hollmann, F. (2015) *Phosphatfreie Konversionsbeschichtung - Ersatz für eine Phosphatierung für die Kaltumformung.* Tagungsband: 30. Jahrestreffend er Kaltmassivumformer, Düsseldorf, Deutschland.

- Hooker, L. E. (1909) Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von Metallröhren für Patronenhülsen und dgl. AT19090130.
- Huang, Y. M., Wu, Y. S., Huang, J. Y. (2014) The influence of ultrasonic vibration-assisted micro-deep drawing process. *Int J Adv Manuf Technol*, Vol. 71, S. 1455–1461, DOI:10.1007/s00170-013-5553-1.
- Industrieverband Massivumformung (2012) Kaltmassivumformung: Präzision in Serie. Hrsg.-Mitarbeiter: Liewald, M., Kannewurf, M. Kaltmassivumformung: Präzision in Serie, Hagen, ISBN 978-3-928726-29-0.
- Jäger, A., Hänisch, S., Bröckerhoff, S., Tekkaya, A. E. (2011) Verfahren zur Fertigung von Verbundbauteilen durch eine Kombination aus Tiefziehen und Fließpressen. WO 2012/152235 A1.
- Janczak, J., Stackpole, R., Bürki, G., Rohr, L. (1996) The use of a push-out technique for the determination of interfacial properties of metal-matrix-composites, Proceedings of 17th Int. SAMPE Europe Conf. of the Society for the Advancement of Materials and Process Engineering, Basel, Schweiz.
- Jimma, T., Kasuga, Y., Iwaki, N., Miyazawa, O., Mori, E., Ito, K., Hatano, H. (1998) An application of ultrasonic vibration to the deep drawing process. *Journal of Materials Processing Technology*, 80-81, S. 406–412, DOI:10.1016/S0924-0136(98)00195-2.
- Kals, J. (1971) Der Einfluss der Stempelgeometrie auf die kritische Tiefziehkraft. *CIRP Annals*, S. 291–296.
- Kalweit, A., Paul, C., Peters, S. (2012) *Handbuch für Technisches Produktdesign*. Springer, Dordrecht, ISBN 978-3-642-02641-6.
- Klamser (1994) Ziehen von Blechformteilen auf einfachwirkenden Pressen mit hydraulischer Zieheinrichtung im Pressentisch. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart.
- Kleiner, M., Geiger, M., Klaus, A. (2003) Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming. *CIRP Annals*, Vol. 52, S. 521–542, DOI:10.1016/S0007-8506(07)60202-9.
- Kling, E. (1985) *Aufweitung von Fließpreßmatrizen mit überlagerter thermischer und mechanischer Beanspruchung*. Springer, Berlin, Heidelberg, ISBN 3-540-15755-7.
- Kohler, S., Agricola, A., Seidl, H. (2010) dena-Netzstudie II. Integration erneuerbarer Energien in die deutsche Stromversorgung im Zeitraum 2015 – 2020 mit Ausblick 2025. Deutsche Energie-Agentur GmbH (dena).

- Kolbe, M., Hellwig, W. (2018) Spanlose Fertigung Stanzen - Stanzteile, Feinstanzteile, Hochleistungsstanzwerkzeuge, Hochleistungs- und Feinstanzpressen. Springer Vieweg, Wiesbaden, ISBN 978-3-658-20024-4.
- Kopp, R., Wiegels, H. (1999) Einführung in die Umformtechnik. Verl. Mainz, Aachen, ISBN 3860738216.
- Lange, K. (1988) Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 2: Massivumformung. Springer, Berlin, ISBN 978-3-662-10688-4.
- Lange, K. (1990) Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 3: Blechbearbeitung. Springer, Berlin, ISBN 3-540-50039-1.
- Lange, K., Kammerer, M., Pöhlant, K., Schöck, J. (2008) Fließpressen - Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, ISBN 978-3-540-30909-3.
- Lemaitre, J. (1985) A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 107, S. 83–89, DOI:10.1115/1.3225775.
- Lenze (1982) Beitrag zum Umformwirkungsgrad beim Tiefziehen. Dissertation, Universität-Gesamthochschule-Siegen, Siegen.
- Leuheuer, W., Drews, P. (1979) Kaltpreßschweißen von Kupfer im Ultrahochvakuum. Blech, Rohre, Profile, S. 357- 363.
- Lilleby, A., Grong, Ø., Hemmer, H. (2009) Experimental and finite element simulations of cold pressure welding of aluminium by divergent extrusion. Materials Science and Engineering: A, Vol. 527, S. 179–186, DOI:10.1016/j.msea.2009.07.051.
- Lueg-Althoff (2019) Fügen von Rohren durch elektromagnetische Umformung – Magnetpulserschweißen. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Dortmund.
- Mäkelt, H. (1961) Die mechanischen Pressen. Hanser Verlag, München.
- Maki, T. (1997) Stainless steel: progress in thermomechanical treatment. Current Opinion in Solid State and Materials Science, Vol. 2, S. 290–295, DOI:10.1016/S1359-0286(97)80117-9.
- Male, A. T., Cockroft, M. G. (1966) A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation. Wear, Vol. 9, S. 241, DOI:10.1016/0043-1648(66)90161-X.
- Marciniak, Z., Duncan, J. L., Hu, S. J. (2002) Mechanics of sheet metal forming. Butterworth-Heinemann, Oxford, ISBN 0750653000.

- Marshall, D. B. (1984) An Indentation Method for Measuring Matrix-Fiber Frictional Stresses in Ceramic Composites. *J American Ceramic Society*, Vol. 67, C-259-C-260, DOI:10.1111/j.1151-2916.1984.tb19690.x.
- Merklein, M., Geiger, M. (2002) New materials and production technologies for innovative lightweight constructions. *Journal of Materials Processing Technology*, 125-126, S. 532–536, DOI:10.1016/S0924-0136(02)00312-6.
- Meyer (2009) Erhöhung der erreichbaren Ziehtiefe durch den Einsatz von Tailor Rolled Blanks. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen.
- Miwada, Y., Ishiguro, T., Abe, E., Yukawa, N., Ishikawa, T., Suganuma, T. (2014) Cold Forge Spot-bonding of High Tensile Strength Steel and Aluminum Alloy Sheets. *Procedia Engineering*, Vol. 81, S. 2006–2011, DOI:10.1016/j.proeng.2014.10.272.
- Mori, K.-i., Bay, N., Fratini, L., Micari, F., Tekkaya, A. E. (2013) Joining by plastic deformation. *CIRP Annals*, Vol. 62, S. 673–694, DOI:10.1016/j.cirp.2013.05.004.
- Müller, C., Jahn, A., Groche, P. (2013) Lubrication of Cold Forging Tools with Single Layer Lubricants. *Proceedings of the 46th ICFG Plenary Meeting*, Paris, Frankreich.
- N. N., 2019. <https://nietzange-test.de/verbindungsarten/>.
- Nakamura, K. (1987) Sheet metal forming with hydraulik counterpressure in Japan. *CIRP Annals*, Vol. 1987, S. 191–194.
- Napierala, O., Izydorczyk, M., Hering, Oliver, Dahnke, C., Tekkaya, A. E. (2019) Verfahren zur Fertigung von Verbundteilen durch eine Kombination aus Aufweiten, Tiefziehen und anschließender Massivumformung. DE 10 2019 002 851.1.
- Narayanan, R. G. (2018) A Novel Method of Joining a Rod to a Sheet by End Deformation: A Preliminary Experimental Study. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.*, Vol. 19, S. 773–779, DOI:10.1007/s12541-018-0093-0.
- Nittel, K. D., Bucci, B., Hellwig, R., Schoppe, J., Ostrowski, J., Zwez, P. (2010) Surface Treatment - Facts, Trends and Outlook for the Cold Forging Industry. *Proceedings of 43 ICFG Plenary Meeting*, Darmstadt, Germany.
- Oehler, G., Kaiser, F. (1993) *Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge - Mit 66 Berechnungsbeispielen*. Springer, Berlin, ISBN 3-540-56700-3.
- Ossenkemper (2018) *Verbundfließpressen in konventionellen Fließpresswerkzeugen*. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Dortmund.

- Ossenkemper, S., Dahnke, C., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E. (2017) Composite Cold Forging - Producing Steel-Aluminum-Composite Shafts with Conventional Cold Forging Tools. Proceedings of the 50th ICFG Plenary Meeting (ICFG 2017), Shanghai, China.
- Ossenkemper, S., Dahnke, C., Tekkaya, A. E. (2019) Analytical and experimental bond strength investigation of cold forged composite shafts. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 264, S. 190–199, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2018.09.008.
- Osterburg, U. (1973) Analyse des derzeitigen Standes bei der Festlegung der Grenzziehverhältnisse für fünf Ziehstufen. *Fertigungstechnik und Betrieb*, Vol. 1973, S. 219–222.
- Otto (2003) Erweiterung der Umformgrenzen beim Tiefziehen und Kragenziehen durch Nachschieben von Werkstoff. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg.
- Panknin, W. (1961) Die Grundlagen des Tiefziehens im Anschlag unter besonderer Berücksichtigung der Tiefziehprüfung. *Bänder Bleche Rohre*, Vol. 1961, 133–143, 201–211, 264–271.
- Qin, Y., Balendra, R., Chodnikiewicz, K. (2000) A method for the simulation of temperature stabilisation in the tools during multi-cycle cold-forging operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 107, S. 252–259, DOI:10.1016/S0924-0136(00)00681-6.
- Raedt (2002) Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5. Dissertation, RWTH Aachen, Aachen.
- Raghupathi (1974) Untersuchungen über das Aufweittiefziehen. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart.
- Raghupathi, P. S. (1975) Aufweittiefziehen von kurzen, rohrförmigen Werkstücken. *Bänder Bleche Rohre*, Vol. 1975, S. 119–122.
- Reiss (1987) Untersuchung des Werkzeugbruches beim Voll-Vorwärts-Fließpressen. Dissertation, Universität Stuttgart, Berlin, Heidelberg, DOI:10.1007/978-3-642-83228-4.
- Reissner, J., Ehrismann, R. (1987) Computer-Aided Deep-Drawing of Two-Part Cans. *CIRP Annals*, Vol. 36, S. 199–202, DOI:10.1016/S0007-8506(07)62585-2.
- Rischka (1981) Untersuchungen zum Bindemechanismus beim Kaltpreßschweißen ausgewählter Metalle. Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden.
- Roth, K. (1982) Konstruieren mit Konstruktionskatalogen. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, ISBN 978-3-662-08153-2.

- Ruge, J., Gumm, P. (1969) Kaltpreßschweißen von Verbundkörpern in Umformvorgängen. Schweißen und Schneiden, Vol. 1969, S. 203-209.
- Ruge, J., Krause, E. (1975) Experimente zur Klärung des Bindemechanismus beim Kaltpreßschweißen. Abh. Braunschweig. Wiss. Ges., S. 77–92.
- Ruge, J., Thomas, K. T. (1975) Kaltpreßschweißen von Rohrverbindungen aus hochlegiertem Stahl und AlMg 3 in Fließpressvorgängen. Schweißen und Schneiden, Vol. 1975, S. 445-449.
- Sachs, G., Eisbein, W., Kuntze, W., Linicus, W. (1931) Spanlose Formung der Metalle. Julius Springer, Berlin.
- Salonitis, K. (2014) On Surface Grind Hardening Induced Residual Stresses. Procedia CIRP, Vol. 13, S. 264–269, DOI:10.1016/j.procir.2014.04.045.
- Schaeffler Technologies AG & Co. KG (2012) Wälzlager HR1 - Kugellager, Rollenlager, Nadellager, Laufrollen, Lager für Gewindetribe, Spannlager, Gehäuseeinheiten, Lagergehäuse, Zubehör.
- Schey, J. A. (1977) Introduction to manufacturing processes. McGraw-Hill, New York, ISBN 0070552746.
- Schmidt (1983) Blechdickenbestimmung beim Tiefziehen unter Berücksichtigung der planaren Anisotropie und der Niederhalterdruckverteilung. Dissertation, Universität-Gesamthochschule-Siegen, Siegen.
- Schmidt (2018) Ein Beitrag zum stoffschlüssigen Fügen durch plastische Deformation: partielles Kaltpressschweißen durch inkrementelles Walzen. Dissertation, Universität Paderborn, Paderborn.
- Schmoeckel, D., Böhm, E., Engel, H. E. (1985) Gleichlaufweiterziehen mit druckbeaufschlagter Restzarge. Werkstatt und Betrieb, Vol. 1985, S. 163–166.
- Sellin, W. (1955) Tiefziehtechnik - Formstanzen, Gummi-Pressen, Tiefziehen. Springer, Berlin u.a.
- Senden genannt Haverkamp (2011) Analyse von Reibung, Temperaturentwicklung und Bindungsmechanismen beim Walzplattieren von Stahl und Leichtmetallen. Dissertation, Universität Hannover, Garbsen.
- Shamsudin, S., Lajis, M. A., Zhong, Z. W. (2016) Evolutionary in Solid State Recycling Techniques of Aluminium: A review. Procedia CIRP, Vol. 40, S. 256–261, DOI:10.1016/j.procir.2016.01.117.
- Shawki, G. S. (1961) Wanddickenverlauf beim Tiefziehen ohne Niederhalter. Zeitschrift für Metallkunde, Vol. 1961, S. 763–767.

- Siebel, E. (1925) Kräfte und Materialfluss bei der bildsamen Formänderung. Stahl und Eisen, Vol. 1925, S. 1563–1566.
- Siebel, E. (1932) Die Formgebung im bildsamen Zustande. Stahleisen, Düsseldorf.
- Siebel, E. (1945) Der Niederhalterdruck beim Tiefziehen. Stahl und Eisen, Vol. 1945, S. 155–158.
- Siebel, E., Beisswänger, H. (1955) Tiefziehen - Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des Tiefziehens im Auftrag der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung. Carl Hanser Verlag, München.
- Siebel, E., Panknin, W. (1956) Das Tiefziehen im Anschlag. Werkstatttechn Masch., Vol. 1956, S. 321–326.
- Siebel, E., Pomp, A. (1928) Zur Weiterentwicklung des Druckversuches. Mitt. K.-Wilh.-Inst. für Eisenforschung, S. 55–62.
- Siegert, K. (2015) Blechumformung. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, ISBN 978-3-540-02488-0.
- Simon (1989) Rechnergestützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden. Dissertation, Universität Hannover, Hannover.
- Singer, F. (1934) Verfahren zur Vorbehandlung von Eisen- und Stahlwerkstücken fuer die spanlose Formgebung, z.B. das Ziehen, Strecken und Walzen. DE000000673405A.
- Soyarslan, C., Tekkaya, A. E. (2009) Versagen beim Voll-Vorwärts-Fließpressen. In Tagungsband: Internationale Konferenz Neuere Entwicklungen in der Massivumformung (NEMU), Stuttgart, Deutschland.
- Soyarslan, C., Tekkaya, A. E., Akyuz, U. (2008) Application of Continuum Damage Mechanics in discontinuous crack formation: Forward extrusion chevron predictions. Z. angew. Math. Mech., Vol. 88, S. 436–453, DOI:10.1002/zamm.200800013.
- Springer (2011) Fundamental research into the role of intermetallic phases in joining of aluminium alloys to steel. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, Bochum.
- Springer, H., Kostka, A., dos Santos, J. F., Raabe, D. (2011) Influence of intermetallic phases and Kirkendall-porosity on the mechanical properties of joints between steel and aluminium alloys. Materials Science and Engineering: A, Vol. 528, S. 4630–4642, DOI:10.1016/j.msea.2011.02.057.
- Steenberg, T., Olsen, J. S., Christensen, E., Bjerrum, N. J. (1999) Estimation of temperature in the lubricant film during cold forging of stainless steel based on studies of phase transformations in the film. Wear, Vol. 232, S. 140–144, DOI:10.1016/S0043-1648(99)00137-4.

- Swift, H. W. (1952) Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 1, S. 1–18, DOI:10.1016/0022-5096(52)90002-1.
- Tekkaya (1985) Ermittlung von Eigenspannungen in der Kaltmassivumformung. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart, DOI:10.1007/978-3-642-82799-0.
- Tekkaya, A. E., Allwood, J. M., Bariani, P. F., Bruschi, S., Cao, J., Gramlich, S., Groche, P., Hirt, G., Ishikawa, T., Löbbecke, C., Lueg-Althoff, J., Merklein, M., Misiolek, W. Z., Pietrzyk, M., Shivpuri, R., Yanagimoto, J. (2015) Metal forming beyond shaping: Predicting and setting product properties. *CIRP Annals*, Vol. 64, S. 629–653, DOI:10.1016/j.cirp.2015.05.001.
- Tekkaya, A. E., Ben Khalifa, N., Hering, O., Meya, R., Myslicki, S., Walther, F. (2017) Forming-induced damage and its effects on product properties. *CIRP Annals*, Vol. 66, S. 281–284, DOI:10.1016/j.cirp.2017.04.113.
- Tekkaya, A. E., Gerhardt, J., Burgdorf, M. (1985) Residual Stresses in Cold-Formed Workpieces. *CIRP Annals*, Vol. 34, S. 225–230, DOI:10.1016/S0007-8506(07)61761-2.
- Thiruvarudchelvan, S., Travis, F.W. (1997) An exploration of the hydraulic-pressure assisted redrawing of cups. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 72, S. 117–123, DOI:10.1016/S0924-0136(97)00138-6.
- Tresca, H. (1864) Mémoire sur l'écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions. In: *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences, Paris, France*.
- TRIERER WALZWERK AG (1925) Herstellung einer Aluminiumplattierung auf Eisenblechen oder Stahlbändern. DE000000442131A.
- Vaidyanath, L. R., Nicholas, M. G., Milner, D. R. (1959) Pressure Welding by Rolling. *British Welding Journal*, Vol. 1959, S. 13-28.
- Vieheweger, B., Sviridov, A., Behrens, B.-A., Kammler, M., Almohallami, A., Grützner, P. (2013) Knickbauchen – ein Fügeverfahren mit großen Perspektiven. *bbr.de - Bänder Bleche Rohre*,
- Vieheweger, B., Sviridov, A., Grützner, P., Behrens, B.-A., Bouguecha, A., Almohallami, A. (2015) Ermittlung von Verfahrensgrenzen für das Fügen durch Knickbauchen anhand des Werkstoffes E235+N. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech*, Vol. 46, S. 804–812, DOI:10.1002/mawe.201500383.
- Vierzigmann, U., Schneider, T., Koch, J., Grobel, D., Merklein, M., Engel, U., Hense, R., Biermann, D., Krebs, E., Kersting, P., Lucas, H., Dekenazi, B., Herper, J., Stangier, D., Tillmann, W. (2013) Untersuchung von Tailored Surfaces für die Blechmassivumformung mittels angepasstem Ringstauchversuch. Tagungsband zum 2. Workshop Blechmassivumformung, Erlangen, Deutschland.

- Vollertsen, F., Hu, Z., Niehoff, H.S., Theiler, C. (2004) State of the art in micro forming and investigations into micro deep drawing. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 151, S. 70–79, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2004.04.266.
- Vollertsen, F., Lange, K. (1998) Enhancement of Drawability by Local Heat Treatment. *CIRP Annals*, Vol. 47, S. 181–184, DOI:10.1016/S0007-8506(07)62813-3.
- Wagener, H. W., Haats, J. (1994) Pressure welding of corrosion resistant metals by cold extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 45, S. 275–280, DOI:10.1016/0924-0136(94)90352-2.
- Widdermann, S., Raedt, H.-W., Wurm, T., Busse, A. (2019) Initiative Massiver Leichtbau Phase III: Leichtbaupotential für einen Hybrid-Pkw und ein konventionelles LKW-Getriebe. *massivUmformung*, Vol. 2019, S. 22-31.
- Wohletz (2017) Erzeugung stoffschlüssiger Verbunde durch Kaltfließpressschweißen. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Darmstadt.
- Wohletz, S., Groche, P., Altin, A. (2015) Metallische Verbunde durch Fließpressen. Tagungsband: 30. Jahrestreffender Kaltmassivumformer, Düsseldorf, Deutschland.
- Yoshida, Y., Ishikawa, T., Suganuma, T. (2014) Mechanism of Forming Joining on Backward Extrusion Forged Bonding Process. *AMR*, 966-967, S. 461–470, DOI:10.4028/www.scientific.net/AMR.966-967.461.
- Yoshida, Y., Matsubara, T., Yasui, K., Ishikawa, T., Suganuma, T. (2010) Influence of Processing Conditions on Joint Strength in Backward Extrusion Forged Bonding. *Proceedings of the 43rd ICFG Plenary Meeting*, Darmstadt, Deutschland.
- Yoshida, Y., Matsubara, T., Yasui, K., Ishikawa, T., Suganuma, T. (2012) Influence of Processing Parameters on Bonding Conditions in Backward Extrusion Forged Bonding. *KEM*, 504-506, S. 387–392, DOI:10.4028/www.scientific.net/KEM.504-506.387.
- Zhang, Q., Jin, K., Mu, D. (2014) Tube/tube joining technology by using rotary swaging forming method. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 214, S. 2085–2094, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2014.02.002.
- Zhang, W., Bay, N. (1996) A Numerical Model for Cold Welding of Metals. *CIRP Annals*, Vol. 1996, S. 215-220, DOI:10.1016/S0007-8506(07)63050-9.

Vorveröffentlichungen

Im Folgenden werden Vorabveröffentlichungen von Forschungsergebnissen aufgeführt, die Teil der Dissertation zum Thema *Tiefzieh-Verbundfließpressen – Analyse, Bauteileigenschaften und Potentiale* sind:

- Napierala, O., Dahnke, C. Tekkaya, A.E. (2018) Presentation of Combined Deep Drawing and Cold Forging, In: Proceedings of the 51 ICFG Plenary Meeting, Columbus, Ohio, USA, p. 185-192.
- Napierala, O., Dahnke, C. Tekkaya, A.E. (2019) Simultaneous deep drawing and cold forging of multi-material components: Draw-forging, In: CIRP Annals, 68(1), p. 269-272, DOI: 10.1016/j.cirp.2019.03.001.
- Napierala, O., Izydorczyk, M., Hering, O., Dahnke, C., Tekkaya, A.E., (2019) Verfahren zur Fertigung von Verbundteilen durch eine Kombination aus Aufweiten, Tiefziehen und anschließender Massivumformung, DE 10 2019 002 851.1.

Studentische Arbeiten

In der Dissertation *Tiefzieh-Verbundfließpressen – Analyse, Bauteileigenschaften und Potentiale* sind Ergebnisse enthalten, die im Rahmen der Betreuung folgender studentischer Arbeiten entstanden sind:

- Bandura, P. (2018) Verbundcharakterisierung des Tiefzieh-Verbundfließpressens, Projektarbeit Masterstudium, Technische Universität Dortmund, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya
- Efendioglu, E. (2018) Experimentelle Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens mit Spänekern, Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya.
- Engels, L. (2018) Experimentelle Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens, Projektarbeit Bachelorstudium, Technische Universität Dortmund, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya.
- Izydorczyk, M. (2018) Prozessauslegung des Tiefzieh-Verbundfließpressens mit gelochten Ronden, Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya.
- Olde, J. (2015) Numerische und analytische Untersuchung des Tiefzieh-Verbundfließpressens, Masterarbeit, Technische Universität Dortmund, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya.
- Yasar, Y. (2019) Zweistufiges Tiefzieh-Verbundfließpressen – Auslegung, Konstruktion und Durchführung, Projektarbeit Masterstudium, Technische Universität Dortmund, betreut durch O. Napierala und A. E. Tekkaya

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Oliver Napierala
Geburtsdatum	26. März 1984
Geburtsort	Lüdinghausen
Staatsangehörigkeit	Deutsch

Schulische Ausbildung

08/2001-06/2004	Allgemeine Hochschulreife Freiherr-von-Stein Berufskolleg in Werne
-----------------	---

Berufliche Ausbildung

08/2004-01/2007	Ausbildung zum Industriekaufmann Elmos Semiconductor AG in Dortmund
-----------------	--

Studium

10/2007-04/2012	Wirtschaftsingenieurwesen Bachelor, Vertiefungsrichtung: Produktionstechnik, Technische Universität Dortmund
04/2012-03/2014	Wirtschaftsingenieurwesen Master, Vertiefungsrichtung: Industrial Management, Technische Universität Dortmund

Beruflicher Werdegang

02/2014-09/2019	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Institut für Umformtechnik und Leichtbau Technische Universität Dortmund
11/2019-heute	Vertriebs- und Entwicklungsingenieur Hugo Miebach GmbH in Dortmund

Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:

- A. Adelhof: Komponenten einer flexiblen Fertigung beim Profilrunden. ISBN 3-86111-601-4
- G. Reil: Prozeßregelung numerisch gesteuerter Umformmaschinen mit Fuzzy Logic. ISBN 3-86111-862-9
- F. Maevus: Rechnerintegrierte Blechteilefertigung am Beispiel des Gesenkbiegens. ISBN 3-8265-0104-7
- R. Warstat: Optimierung der Produktqualität und Steigerung der Flexibilität beim CNC-Schwenkbiegen. ISBN 3-8265-1170-0
- H. Sulaiman: Erweiterung der Einsetzbarkeit von Gesenkbiegepressen durch die Entwicklung von Sonderwerkzeugen. ISBN 3-8265-1443-2
- Ch. Smatloch: Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen. ISBN 3-8265-1465-3
- T. Straßmann: Prozeßführung für das Walzrunden auf der Basis Neuronaler Netze. ISBN 3-8265-1966-3
- L. Keßler: Simulation der Umformung organisch beschichteter Feinbleche und Verbundwerkstoffe mit der FEM. ISBN 3-8265-2256-7
- E. Szücs: Einsatz der Prozeßsimulation bei der Entwicklung eines neuen Umformverfahrens - der Hochdruckblechumformung. ISBN 3-8265-3119-1
- S. Chatti: Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilbiegen. ISBN 3-8265-3534-0
- F. Haase: Eigenspannungen an dünnwandigen Bauteilen und Schichtverbunden. ISBN 3-8265-4312-2
- N. Austerhoff: Integrierte Produkt- und Prozeßgestaltung für die Herstellung von Blechbiegeteilen. ISBN 3-8265-6613-0
- D. Arendes: Direkte Fertigung gerundeter Aluminiumprofile beim Strangpressen. ISBN 3-8265-6442-1
- R. Kollack: Finite-Element-Simulation wirkmedienbasierter Blechumformverfahren als Teil einer virtuellen Fertigung. ISBN 3-8265-6566-5
- T. Weidner: Untersuchungen zu Verfahren und Werkzeugsystemen der wirkmedienbasierten Blechumformung. ISBN 3-8265-6602-5
- W. Homberg: Untersuchungen zur Hochdruckblechumformung und deren Verfahrenskomponenten. ISBN 3-8265-8684-0

M. Rohleder: Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen. ISBN 3-8265-9977-2

V. Hellinger: Untersuchungen zur Methodik der Berechnung und Herstellung von leichten Stützkernverbunden. ISBN 3-8322-0104-1

A. Klaus: Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit und der Prozesssicherheit des Rundens beim Strangpressen. ISBN 3-8322-0208-0

B. Heller: Halbanalytische Prozess-Simulation des Freibiegens von Fein- und Grobblechen. ISBN 3-8322-0923-9

A. Wellendorf: Untersuchungen zum konventionellen und wirkmedienbasierten Umformen von komplexen Feinstblechbauteilen. ISBN 3-8322-2435-1

C. Klimmek: Statistisch unterstützte Methodenplanung für die Hochdruck-Blechumformung. ISBN 3-8322-2994-9

R. Krux: Herstellung eigenschaftsoptimierter Bauteile mit der Hochdruck-Blechumformung und Analyse der induzierten Eigenspannungen. ISBN 3-8322-3551-5

S. Jadhav: Basic Investigations of the Incremental Sheet Metal Forming Process on a CNC Milling Machine. ISBN 3-8322-3732-1

C. Beerwald: Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung. ISBN 3-8322-4421-2

A. Brosius: Verfahren zur Ermittlung dehnratenabhängiger Fließkurven mittels elektromagnetischer Rohrumformung und iterativer Finite-Element-Analysen. ISBN 3-8322-4835-8

R. Ewers: Prozessauslegung und Optimierung des CNC-gesteuerten Formdrückens. ISBN 3-8322-5177-4

T. Langhammer: Untersuchungen zu neuen Konzepten für PKW-Kraftstoffbehälter. ISBN 3-8322-5300-9

M. Schikorra: Modellierung und simulationsgestützte Analyse des Verbundstrangpressens. ISBN 3-8322-5506-0

M. Schomäcker: Verbundstrangpressen von Aluminiumprofilen mit endlosen metallischen Verstärkungselementen. ISBN 978-3-8322-6039-2

N. Ridane: FEM-gestützte Prozessregelung des Freibiegens. ISBN 978-3-8322-7253-1

R. Shankar: Surface Reconstruction and Tool Path Strategies for Incremental Sheet Metal Forming. ISBN 978-3-8322-7314-9

- U. Dirksen: Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess.
ISBN 978-3-8322-7673-7
- D. Risch: Energietransfer und Analyse der Einflussparameter der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8322-8360-5
- M. Marré: Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck. ISBN 978-3-8322-8361-2
- D. Becker: Strangpressen 3D-gekrümmter Leichtmetallprofile.
ISBN 978-3-8322-8488-6
- V. Psyk: Prozesskette Krümmen - Elektromagnetisch Komprimieren - Innenhochdruckumformen für Rohre und profilförmige Bauteile.
ISBN 978-3-8322-9026-9
- M. Trompeter: Hochdruckblechumformung großflächiger Blechformteile.
ISBN 978-3-8322-9080-1
- H. Karbasian: Formgenauigkeit und mechanische Eigenschaften pressgehärteter Bauteile. ISBN 978-3-8322-9250-8
- M. J. Gösling: Metamodell unterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung. ISBN 978-3-8322-9355-0
- H. Pham: Process Design for the Forming of Organically Coated Sheet Metal.
ISBN 978-3-8440-0309-3
- B. Rauscher: Formschlüssig verbundene Metall-Kunststoff-Hybridbauteile durch Integration von Blechumformung und Spritzgießen.
ISBN 978-3-8440-0655-1
- T. Cwiekala: Entwicklung einer Simulationsmethode zur zeiteffizienten Berechnung von Tiefziehprozessen.
ISBN 978-3-8440-0701-5
- M. Hermes: Neue Verfahren zum rollenbasierten 3D-Biegen von Profilen.
ISBN 978-3-8440-0793-0
- N. Ben Khalifa: Strangpressen schraubenförmiger Profile am Beispiel von Schraubenrotoren.
ISBN 978-3-8440-0969-9
- J. Kolbe: Thermisch beschichtete, faserverstärkte Polymerwerkzeuge für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe.
ISBN 978-3-8440-1353-5

L. Kwiatkowski: Engen dünnwandiger Rohre mittels dornlosen Drückens.
ISBN 978-3-8440-1381-8

T. Kloppenborg: Analyse- und Optimierungsmethoden für das
Verbundstrangpressen.
ISBN 978-3-8440-1384-9

A. Schuster: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen
und dessen Auswirkung auf mechanische Eigenschaften.
ISBN 978-3-8440-1581-2

A. Jäger: Strangpressen von Aluminiumprofilen mit prozessintegrierter
umformtechnischer Weiterverarbeitung.
ISBN 978-3-8440-1654-3

M. M. Hussain: Polymer Injection Sheet Metal Forming – Experiments and
Modeling.
ISBN 978-3-8440-2041-0

M. S. Aydin: Efficient Parameter Characterization for Hardening and Yield
Locus Models for Sheet Metals.
ISBN 978-3-8440-2118-9

A. Canpolat: Experimentelle und numerische Bewertung der
Fließortbestimmung mittels Kreuzzugversuch.
ISBN 978-3-8440-2126-4

V. Güley: Recycling of Aluminum Chips by Hot Extrusion.
ISBN 978-3-8440-2476-0

D. Pietzka: Erweiterung des Verbundstrangpressens zu höheren
Verstärkungsanteilen und funktionalen Verbunden.
ISBN 978-3-8440-2538-5

M. Haase: Mechanical Properties Improvement in Chip Extrusion with
Integrated Equal Channel Angular Pressing.
ISBN 978-3-8440-2571-2

Q. Yin: Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im
ebenen Torsionsversuch.
ISBN 978-3-8440-2839-3

C. Becker: Inkrementelles Rohrumformen von hochfesten Werkstoffen.
ISBN 978-3-8440-2947-5

R. Hölker: Additiv hergestellte Werkzeuge mit lokaler Innenkühlung zur
Produktivitätssteigerung beim Aluminium-Strangpressen.
ISBN 978-3-8440-3149-2

C. Weddeling: Electromagnetic Form-Fit Joining.
ISBN 978-3-8440-3405-9

A. Güner: In-situ stress analysis with X-ray diffraction for yield locus Determination.
ISBN 978-3-8440-3414-1

A. Güzel: Microstructure Evolution during Thermomechanical Multi-Step Processing of Extruded Aluminum Profiles.
ISBN 978-3-8440-3428-8

S. Hänisch: Verzugsanalyse kaltmassivumgeformter und wärmebehandelter Bauteile.
ISBN 978-3-8440-3761-6

A. Foydl: Strangpressen partiell verstärkter Aluminiumprofile.
ISBN 978-3-8440-3875-0

A. Weinrich Mora: Das Freibiegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung.
ISBN 978-3-8440-4221-4

S. Cai: Tailored and double-direction pressure distributions for vaporizing-foil Forming.
ISBN 978-3-8440-4255-9

G. Sebastiani: Erweiterung der Prozessgrenzen inkrementeller Blechumformverfahren mittels flexibler Werkzeuge.
ISBN 978-3-8440-4359-4

C. Pleul: Das Labor als Lehr-Lern-Umgebung in der Umformtechnik. Entwicklungsstrategie und hochschuldidaktisches Modell.
ISBN 978-3-8440-4569-7

H. Hassan: Springback in deep drawing – Accurate prediction and reduction.
ISBN 978-3-8440-4924-4

L. Chen: An Investigation of Failure Mechanisms in Forming of Monolithic and Composite Sheets.
ISBN 978-3-8440-5168-1

L. Hiegemann: Glattwalzen beschichteter Oberflächen.
ISBN 978-3-8440-5419-4

G. Georgiadis: Hot stamping of thin-walled steel components.
ISBN 978-3-8440-5435-4

S. P. Afonichev: Numerische Simulation der Umformung von Sandwichblechen unter Berücksichtigung großer Krümmungen.
ISBN 978-3-8440-5471-2

D. May: Globally Competent Engineers. Internationalisierung der Ingenieurausbildung am Beispiel der Produktionstechnik.
ISBN 978-3-8440-5615-0

H. Chen: Granular medium-based tube press hardening.
ISBN 978-3-8440-5701-0

G. Grzancic: Verfahrensentwicklung und Grundlagenuntersuchungen zum Inkrementellen Profilverformen.
ISBN 978-3-8440-5889-5

S. Alkas Yonan: Inkrementelle Kaltumformung von Thermoplasten.
ISBN 978-3-8404-6026-3

P. Sieczkarek: Inkrementelle Blechmassivumformung.
ISBN 978-3-8440-6118-5

S. Ossenkemper: Verbundfließpressen in konventionellen Fließpresswerkzeugen.
ISBN 978-3-8440-6175-8

K. Isik: Modelling and characterization of damage and fracture in sheet-bulk metal forming.
ISBN 978-3-8440-6278-6

S. Gies: Thermische Spulenverluste bei der elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8440-6468-1

C. H. Löbbe gen. Brüggemann: Temperaturunterstütztes Biegen und Wärmebehandeln in mehrstufigen Werkzeugen.
ISBN 978-3-8440-6485-8

J. Lueg-Althoff: Fügen von Rohren durch elektromagnetische Umformung – Magnetpulsschweißen.
ISBN 978-3-8440-6558-9

C. Dahnke: Verbundstrangpressen adaptiver Leichtbaukomponenten aus Aluminium und Formgedächtnislegierungen.
ISBN 978-3-8440-6630-2

O. K. Demir: New test and interpretation of electromagnetic forming limits of sheet metal.
ISBN 978-3-8440-6986-0

M. Schwane: Entwicklung und Eigenschaften von Längspressnähten beim Aluminiumstrangpressen.
ISBN 978-3-8440-6994-5

R. Meya: Schädigungskontrolliertes Blechbiegen mittels
Druckspannungsüberlagerung.
ISBN 978-3-8440-7510-6

O. Hering: Schädigung in der Kaltmassivumformung: Entwicklung,
Auswirkungen und Kontrolle.
ISBN 978-3-8440-7525-0

H. Traphöner: Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen
Torsionsversuchs.
ISBN 978-3-8440-7737-7

