

FAU Studien aus dem Maschinenbau 445

Martin Anton Kraus

Grundlagenwissenschaftliche
Untersuchungen zum Kaltfließpressen
kleinster metallischer Pin-Strukturen
aus der Blechebene

Martin Anton Kraus

Grundlagenwissenschaftliche Untersuchungen zum Kaltfließpressen
kleinster metallischer Pin-Strukturen aus der Blechebene

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 445

Herausgeber/-innen:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Sebastian Müller

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Martin Anton Kraus

**Grundlagenwissenschaftliche
Untersuchungen zum Kaltfließpressen
kleinster metallischer Pin-Strukturen
aus der Blechebene**

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

Erlangen
FAU University Press
2024

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.

Kontakt: Martin Anton Kraus, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, ([ror https://ror.org/oof7hpc57](https://ror.org/oof7hpc57)), <https://orcid.org/0000-0001-9786-999X>

Bitte zitieren als

Kraus, Martin Anton. 2024. *Grundlagenwissenschaftliche Untersuchungen zum Kaltfließpressen kleinster metallischer Pin-Strukturen aus der Blechebene*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 445. Erlangen: FAU University Press. DOI: [10.25593/978-3-96147-758-6](https://doi.org/10.25593/978-3-96147-758-6)

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

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über OPEN FAU der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
<https://open.fau.de/home>

Verlag und Auslieferung:
FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-757-9 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-758-6 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: [10.25593/978-3-96147-758-6](https://doi.org/10.25593/978-3-96147-758-6)

**Grundlagenwissenschaftliche Untersuchungen zum
Kaltfließpressen kleinster metallischer
Pin-Strukturen aus der Blechebene**

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

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Martin Anton Kraus, M.Sc.

aus Amberg

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

Tag der mündlichen
Prüfung: 26.03.2024

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

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Wesentliche Erkenntnisse dieser Arbeit wurden im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Forschungsprojekts „Mikromassivumformung metallischer Kleinteile vom Band (DFG 98772263)“ erarbeitet. Für die Unterstützung des Fördermittelgebers möchte ich mich herzlich bedanken.

Mein besonderer Dank gilt Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein, Ordinaria des Lehrstuhls, für die wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit, die Förderung sowie das entgegengebrachte Vertrauen während meiner Leitung der Forschungsgruppe „Werkstoffcharakterisierung und -modellierung“. Darüber hinaus danke ich Prof. Dr.-Ing. Gerson Meschut für die Übernahme des Koreferats. Bei Prof. Dr.-Ing. habil. Andreas Paul Fröba und Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Inf. Hinnerk Hagenah bedanke ich mich für Ihre Mitwirkung im Zuge meines Promotionsverfahrens als fachfremder Gutachter und Prüfungsvorsitzender.

Ich möchte mich bei all meinen Kolleginnen und Kollegen am Lehrstuhl für die stets hervorragende Zusammenarbeit bedanken. Ein besonderer Dank gilt den Teammitgliedern der Forschungsgruppe Werkstoffcharakterisierung und -modellierung für die Unterstützung und kollegiale Arbeitsatmosphäre. Mein spezieller Dank gilt Peter Hetz, Dr.-Ing. Matthias Lenzen, Dr.-Ing. Sebastian Suttner, Philipp Sachse, Stephan Schirdewahn, Andreas Hetzel, David Römisch, Miriam Leicht vom LFT sowie Andreas Gröschl und Patrick Zippert vom FMT, die durch zahlreiche fachliche und nichtfachliche Diskussionen von Kollegen zu echten Freunden wurden.

Zum Abschluss möchte ich meinen besonderen Dank meinen Eltern Monika und Andreas sowie meiner Verlobten Simona und unseren beiden Söhnen Anton und Fabian aussprechen, die mich auf meinem Lebensweg stets begleitet und bedingungslos unterstützt haben.

Fürth, im März 2024

Martin Kraus

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis	vii
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik und Forschung	3
2.1 Verfahren zur Herstellung metallischer Mikrobauteile	3
2.2 Herausforderungen in der Mikroumformtechnik	12
2.2.1 Ähnlichkeitstheorie und Kenngrößen in der Prozessskalierung.....	13
2.2.2 Größeneffekte in der Umformtechnik	15
2.2.3 Maßnahmen zur Lösung größeneffektbedingter Herausforderungen in der Mikroumformtechnik	24
2.3 Mikromassivumformung vom Band.....	28
2.4 Zusammenfassende Bewertung	31
3 Zielsetzung und methodische Vorgehensweise	33
4 Verwendete Werkstoffe, Versuchsanlagen, Prüfverfahren und Methoden	37
4.1 Eingesetzte Werkstoffe.....	37
4.2 Tribologische Versuchsbedingungen	43
4.3 Halbzeugherstellung.....	44
4.4 Prozessstrategie und -führung	45
4.5 Aufbau und Funktionsweise des mehrstufigen modularen Werkzeugsystems.....	47
4.6 Messtechnische Methoden zur Charakterisierung der Bauteilgeometrie und -eigenschaften	51
4.6.1 Messung der Bauteilgeometrie	52
4.6.2 Untersuchung der Oberflächentopographie.....	53
4.6.3 Metallographische Analyse und Mikrohärtemessungen	53
4.7 Simulationssoftware und numerisches Modell	54
5 Analyse des Pin-Fließpressprozesses aus der Blechebene.....	59
5.1 Definition von Zielgrößen und Einflussparametern.....	59
5.2 Werkstofffluss, Bauteileigenschaften und Prozessgrenzen	61
5.2.1 Entwicklung von Modellvorstellungen zur Plausibilisierung des komplexen Werkstoffflusses beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene	61

5.2.2	Weitere prozesseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene	77
5.2.3	Werkstückseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen	88
5.2.4	Werkzeugseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen	106
5.3	Werkzeugbeanspruchung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene.....	115
6	Erforschung des Potenzials des Pin-Fließpressens aus der Blechebene für die Mikroumformtechnik	117
6.1	Analyse von Größeneffekten beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene.....	118
6.2	Untersuchung der Herstellbarkeit eines Formelements auf dem Pin mittels Napf-Fließpressen	124
6.2.1	Gegenüberstellung und Bewertung der kombiniert einstufigen und der zweistufigen Prozessführungsstrategie ..	125
6.2.2	Identifikation, Plausibilisierung und Bewertung auftretender Größeneffekte beim Napf-Fließpressen in der zweiten Prozessstufe	129
6.2.3	Untersuchung des Potenzials von ultrafeinkörnigem Gefüge zur Minimierung der Größeneffekte	136
6.3	Untersuchung einer Scherschneidstufe zur Abtrennung des Mikrobauteils vom Blech	142
7	Handlungsempfehlungen und Einschätzung des gesellschaftlichen Nutzens	147
7.1	Bewertung der Forschungsergebnisse und Ableitung von Handlungsempfehlungen für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene.....	147
7.2	Übertragbarkeit des Laborversuchs auf das Blechband für die Massenproduktion metallischer Mikrobauteile	155
7.3	Bewertung von Prozessführungsstrategien für die mehrstufige Umformung und Einschätzung der Anwendbarkeit hinsichtlich limitierender Skalierungseffekte	158
7.4	Mögliche Anwendungsfelder des Pin-Fließpressens aus der Blechebene.....	161
8	Zusammenfassung und Ausblick	165
9	Summary and outlook	169
10	Literaturverzeichnis	173

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

Symbol	Einheit	Beschreibung
b_S	mm	Stegbreite der Anbindung an das Blech
d_K	mm	Korndurchmesser
d_M	mm	Matrizendurchmesser
d_P	mm	Pindurchmesser
d_R	mm	Rondendurchmesser
d_{S_1}	mm	Durchmesser Pin-Fließpressstempel
d_{S_2}	mm	Durchmesser Napf-Fließpressstempel
d_{S_3}	mm	Durchmesser Scherschneidstempel
d_w	mm	Werkstückdurchmesser
h_{FP}	mm	Pinhöhe beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen
h_N	μm	Napfhöhe
h_P	mm	Pinhöhe
h_{RP}	mm	Restpinhöhe
h_{RZ}	mm	Ringzackenhöhe
h_{SS}	mm	Pinhöhe beim konventionellen Scherschneiden
h_T	mm	Trichtertiefe
k_f	MPa	Fließspannung
k_{f_0}	MPa	Anfangsfließspannung
k_{f_i}	MPa	Fließspannung der innen liegenden Körner (Polykristall)
$k_{f_{FO}}$	MPa	Fließspannung der Randkörner (Einkristall)
k_{f_m}	MPa	Mittlere Fließspannung
k_{HP}	$\text{MPa}\cdot\text{mm}^{0,5}$	Korngrenzwiderstand
$k_{(w)}$	MPa	Formänderungswiderstand der passiven Umformzone
l	mm	Bauteillänge
l_M	mm	Matrizenlänge
m	-	Hauptausführung
m_R	-	Reibfaktor

Symbol	Einheit	Beschreibung
m_S	-	Schmidfaktor
n	-	Verfestigungsexponent
n_w	U/min	Spindeldrehzahl (Drehen)
r_E	mm	Einlaufradius
$sizeN$	-	Kennzahl zur Größenabschätzung des Mikroumformprozesses
s_{Rest}	mm	Restblechdicke
s_o	mm	Ausgangsblechdicke
s_l	mm	Blechdicke nach der Umformung
t_m	s	Prozessdauer Hauptausführung
t_M	s	Prozessdauer Modellausführung
u	μm	Schneidspalt
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
x_S	mm	Stempeleindringtiefe
$x_{S, kritisch}$	mm	Kritische Stempeleindringtiefe zu Beginn der Trichterausformung
$x_{S, neutral}$	mm	Stempeleindringtiefe bei welcher alle Reibfaktoren die identische Pinhöhe prognostizieren
x_S/s_o	%	Relativer Stempelhub
A	mm^2	Bauteiloberfläche
A_{Napf}	mm^2	Fließquerschnitt im Napf
A_{Pin}	mm^2	Fließquerschnitt im Pin
A_{Radial}	mm^2	Fließquerschnitt (Mantelfläche) des radial zur Kavität fließenden Materials
A_{S_l}	mm^2	Querschnitt des Pin-Fließpressstempels
$C_1; C_2$	-	Materialkonstanten
F	N	Umformkraft
$Faktor_{(\sigma)}$	-	Veränderungsfaktor der tangentialen Zugspannung am Außendurchmesser der Ronde
F_N	N	Normalkraft
F_m	N	Kraft Hauptausführung
F_M	N	Kraft Modellausführung
F_R	N	Reibkraft

Symbol	Einheit	Beschreibung
F_{Ra}	N	Radialkraft
F_S	N	Stempelkraft
L_m	mm	Länge Hauptausführung
L_M	mm	Länge Modellausführung
M		Modellausführung
M_T	-	Taylorfaktor
N	-	Versuchsanzahl pro Konfiguration
R_a	μm	Arithmetische Mittenrauwert
R_Z	μm	Gemittelte Rautiefe
T_m	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur Hauptausführung
T_M	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur Modellausführung
V	mm^3	Bauteilvolumen
α_{FO}	-	Volumenanteil Körner (Freie Oberfläche)
α_i	-	Volumenanteil Körner (Innenliegend)
β	$^{\circ}$	Winkel zwischen Zugspannungsrichtung und Gleitrichtung
γ	$^{\circ}$	Winkel zwischen Zugspannungsrichtung und Gleitebenennormale
ε_A	%	Relative Querschnittsänderung
κ	-	Kornzahl
λ	-	Längenmaßstab
λ_C	mm	Langwelliger Profilfilter
λ_S	mm	Kurzwelliger Profilfilter
μ	-	Reibzahl
π	-	Kreiszahl
p_{NH}	MPa	Niederhalterdruck
σ_S	MPa	Stationäre Fließspannung
τ	-	Zeitmaßstab
τ_{SGo}	MPa	Schubfließgrenze
φ	-	Umformgrad
φ_{max}	-	Maximaler Umformgrad
χ	-	Kraftmaßstab
Δd_R	%	Prozentuale Aufweitung der Ronde
$\Delta k_{f(K)}$	MPa	Festigkeitsunterschied durch Kornfeinung
θ	-	Temperaturmaßstab

Abkürzung	Beschreibung
<i>ARB</i>	Accumulative Roll Bonding (Kumulativer Walzplattierprozess)
<i>DZ</i>	Dead-zone (Zone geringer Formänderung)
<i>EBS</i>	Elektronenrückstrahlbeugung
<i>ECAP</i>	Equal Channel Angular Pressing
<i>EDM</i>	Funkenerosion
<i>FEM</i>	Finite Elemente Methode
<i>LFT</i>	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
<i>LIGA</i>	Lithographie, Galvanik und Abformung
<i>GF-PP</i>	Glasfasergewebe mit Polypropylen-Matrix
<i>MAPE</i>	Durchschnittliche prozentuale Abweichung
<i>MECM</i>	Mikro-elektrochemisches Abtragen
<i>MEMS</i>	Mikro-Elektro-Mechanische Systeme
<i>RMSE</i>	Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme
<i>SPD</i>	Severe Plastic Deformation
<i>TWIP</i>	Twinning Induced Plasticity
T_4	Lösungsgeglüht, abgeschreckt und kaltausgelagert
T_6	Warmausgelagerte Aluminiumlegierung
<i>UFG</i>	Ultrafeinkörniges Gefüge
<i>W</i>	Lösungsgeglüht, abgeschreckt und innerhalb von 5 Minuten umgeformt
<i>WB</i>	Wärmebehandelt
<i>WH</i>	Walzhart
μ -EDM	Mikro-Funkenerosion
μ -MIM	Mikro-Metallspritzgießen

1 Einleitung

Die Produktminiaturisierung und Funktionsintegration ist seit Jahrzehnten ein weltweit kontinuierlich anhaltender Trend zur Erweiterung der Anwendungsmöglichkeiten von Produkten, bei gleichzeitiger Einsparung von Gewicht, Bauraum, Material und Kosten [1]. Dies führt zu einem steigenden Bedarf technischer Systeme mit mikroelektrischen und mikromechanischen Funktionen, wofür aufgrund der exzellenten Leitfähigkeit und der hohen spezifischen Dichte häufig komplexe, funktionsintegrierte metallische Mikrobauteile zum Einsatz kommen [2]. Laut Schätzungen von Analysten stellen Mikro-Elektro-Mechanische Systeme (MEMS) mit einem durchschnittlich jährlichen Wachstum von 12,9 % einen großen Markt für die Mikroproduktionstechnik dar [3]. Der zunehmende Bedarf wird primär für Smartphones und andere tragbare elektronische Geräte, aber auch in einer erweiterten Anwendung in der Luftfahrt, Automobilindustrie, Rüstungsindustrie sowie der Unterhaltungs- und Haushaltselektronik, erwartet. Neben den MEMS gibt es aber auch eine ansteigende Nachfrage für rein mechanisch beanspruchte Mikrobauteile. In der Mikroantriebstechnik werden hohe Anforderungen an die Leistung von Mikroantrieben auf engstem Raum unter extremen Umgebungsbedingungen gestellt. Derartige Mikroantriebssysteme haben zahlreiche Anwendungsmöglichkeiten in der Produktion, Automobilindustrie, Medizintechnik und der Unterhaltungselektronik. In einem modernen Auto sind beispielsweise über 40 Mikroantriebe für die Fahrzeugüberwachungs- und Sicherheitssysteme, wie dem Antiblockiersystem und der Airbagauslösung installiert [4].

Aufgrund der vielfältigen Einsatzmöglichkeiten und dem damit verbundenen hohen Bedarf an metallischen Mikrobauteilen ist die Mikroproduktion in den meisten Industriesektoren durch eine Massenfertigung gekennzeichnet. Diese reicht von großen Losgrößen mit einigen Tausend Bauteilen in der Medizintechnik bis hin zu sehr hohen mit einigen Milliarden in der Elektroindustrie (z. B. Kabelendhülsen) [5]. Um den steigenden Bedarf nach metallischen Mikrobauteilen zu begegnen werden Produktionstechniken benötigt, welche hohe Stückzahlen innerhalb kurzer Zykluszeiten bei exzellenter Produktqualität reproduzierbar und kostengünstig herstellen können. Die Umformtechnik bietet in der Massenproduktion aufgrund der hohen Mengenleistung bei gleichzeitig geringen Stückkosten Vorteile gegenüber anderen Produktionstechniken [6]. Bei der umformtechnischen Produktion metallischer Mikrobauteile, die gemäß Geiger et al. [7] als Bauteile oder Bauteilstrukturen mit Abmessungen in mindestens zwei

Raumrichtungen im Submillimeterbereich definiert sind, bestehen allerdings Herausforderungen, welche die industrielle Anwendung limitieren [8]. Durch die Prozessskalierung können Größeneffekte auftreten, welche die Bauteil- und Prozessqualität meist negativ beeinflussen [9]. Diese sind für die Mikromassivumformung besonders einschränkend, da zusätzlich eine Handhabungsproblematik der filigranen Bauteile besteht. Bei der Herunterskalierung der Bauteilgröße nimmt die Oberfläche im Verhältnis zum Bauteilvolumen potentiell zu [10]. Dadurch bedingt dominieren Adhäsionskräfte, Van-der-Waals-Kräfte und Magnetismus gegenüber der geringen Gewichtskraft. Dies führt zu einem Anhaften der Bauteile an den Greifersystemen, wodurch die mehrstufige Mikromassivumformung stark limitiert ist. In der Mikroblechumformung wurde die Handhabungsproblematik weitgehend gelöst, in dem man direkt vom Blechband arbeitet und dieses mit gezielten Beschnittoperationen gleichzeitig als Transporthilfe nutzt [5]. Mit der Mikromassivumformung aus der Blechebene hat Hirota [11] im Jahr 2007 erstmals einen Ansatz publiziert, mit welchem die Handhabungsvorteile der Mikroblechumformung für die Mikromassivumformung nutzbar gemacht werden können. Bei diesem Prozess wird in einer ersten Stufe Werkstoff in Form eines Pins angehäuft, welcher in den darauffolgenden Stufen schrittweise zur Endgeometrie umgeformt wird. Zwischen den Umformstufen dient das Blechband als Bauteilträger. Im letzten Prozessschritt wird das fertige Bauteil dann vom Trägerblech getrennt. Beim direkten Fließpressen aus der Blechebene resultiert allerdings ein komplexer dreidimensionaler Werkstofffluss, welcher einer Vielzahl an Einflussgrößen unterliegt. Eine grundlegende Betrachtung aller Einflussgrößen und deren Wirkzusammenhänge existiert derzeit noch nicht.

Deshalb besteht das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit in der Erarbeitung eines grundlegenden Prozessverständnisses zum Kaltfließpressen metallischer Pin-Strukturen aus der Blechebene. Der Fokus der Untersuchungen basiert auf einem kombiniert experimentell-numerischen Ansatz zur Analyse der Wirkzusammenhänge aller Werkzeug-, Werkstück-, und Prozessparameter auf die Ausformung der Pin-Struktur. Die Ergebnisse dieser Arbeit sollen aufzeigen, dass mit der mehrstufigen Mikromassivumformung aus der Blechebene eine mögliche Alternative zur Massenproduktion metallischer Mikrobauteile gegenüber etablierten Fertigungsverfahren besteht und mit einem abgeleiteten Prozessfenster sowie geeigneter Modellvorstellungen einen Beitrag leisten, die Massivumformung zur Herstellung dieser metallischen Kleinst- und Mikrobauteile in die Anwendung zu bringen.

2 Stand der Technik und Forschung

Trotz des aufgezeigten steigenden Bedarfs und der zahlreichen Vorteile der Mikroumformtechnik in der Massenproduktion findet diese bei der Herstellung von dreidimensionalen Mikrobauteilen kaum Anwendung. In diesem Kapitel wird zunächst ein Überblick zu den derzeit eingesetzten Produktionsverfahren metallischer Mikrobauteile gegeben. Anhand der bestehenden Prozessgrenzen hinsichtlich der Bauteilgenauigkeit und der Skalierbarkeit für die Massenproduktion wird das Potenzial der umformtechnischen Produktion von metallischen Mikrobauteilen gegenüber den etablierten Verfahren aufgezeigt. Anschließend werden die Herausforderungen und mögliche Lösungsansätze im Abschnitt 2.2 erläutert.

Das von Hirota [11] im Jahr 2007 erstmals beschriebene Fließpressen von Mikropin-Strukturen aus der Blechebene bietet eine Möglichkeit die Handhabung der Bauteile erheblich zu vereinfachen, weshalb diese neuartige Umformmethode in vielen Untersuchungen in den letzten Jahren erforscht wurde. Die wesentlichen Erkenntnisse dieser Arbeiten werden in Abschnitt 2.3 beschrieben. Eine Weiterentwicklung des Fließpressprozesses aus der Blechebene ist Gegenstand dieser Arbeit. Aus diesem Grund liegt der Fokus auf dem Stand der Technik zum vorherrschenden dreidimensionalen Werkstofffluss in diesem Prozess. Abschließend wird der relevante Kenntnisstand für die umformtechnische Herstellung dreidimensionaler metallischer Mikrobauteile zusammenfassend bewertet.

2.1 Verfahren zur Herstellung metallischer Mikrobauteile

Bedingt durch den stetig steigenden Bedarf metallischer Mikrobauteile wurden in der Vergangenheit zahlreiche Produktionsverfahren entwickelt und erforscht, welche bereits industriell für die Herstellung genutzt werden. Gemäß Geiger et al. [7] grenzt sich die Mikroumformtechnik von der konventionellen Makroumformtechnik ab, sobald ein bestimmter Grenzwert bei den Bauteilabmessungen unterschritten wird. Dies ist der Fall, wenn die Abmessungen eines Bauteils oder einer Struktur in mindestens zwei Raumrichtungen im Submillimeterbereich, also kleiner als 1 mm, sind [7]. In diesem Abschnitt werden Verfahren der Mikroproduktionstechnik beschrieben, welche grundsätzlich zur Herstellung von metallischen Bauteilen mit Geometrien dieser Größenordnung geeignet sind. Diese Fertigungsverfahren werden nach Alting et al. [12] hinsichtlich der

Materialbearbeitung in subtraktive, Masse erhaltende, additive Verfahren und Fügeverfahren eingeteilt. Bei Bedarf können diese auch zu hybriden Verfahren kombiniert werden, um die Flexibilität hinsichtlich der Materialauswahl und der erreichbaren Genauigkeit zu erhöhen. Qin [13] hat alle derzeit verfügbaren Verfahren, die bearbeitbaren Materialien und die potenziellen Anwendungsbereiche übersichtlich zusammengestellt. Die Mikroproduktion kann skaliert auf konventionellen Werkzeugmaschinen oder auch in so genannten Mikrofabriken erfolgen [14]. Unter Mikrofabriken versteht man Produktionssysteme, welche auf die herzustellende Größe der Mikrobauteile miniaturisiert sind, um Ressourcen zu schonen [15]. Diese Systeme wurden in den 90er-Jahren in Japan erfunden und aufgrund des großen Potenzials bis heute kontinuierlich weiterentwickelt [16]. Für die Massenfertigung metallischer Mikrobauteile ist das Konzept jedoch aufgrund zahlreicher Herausforderungen hinsichtlich Robustheit, Genauigkeit und Beschickung nicht geeignet, weshalb im Folgenden die Mikrofertigung mit Maschinen konventioneller Größenordnung beschrieben wird [14]. Dabei werden die spezifischen Vor- und Nachteile, von den derzeit meist genutzten und im Fokus der aktuellen Forschung stehenden Verfahren zur Herstellung dreidimensionaler metallischer Mikrobauteile, beleuchtet.

Mikrozerspanung

In der DIN 8580 [17] ist das Spanen als Verfahren, bei welchem mittels einer Werkzeugschneide schichtweise Werkstoff in Form von Spänen, zur Veränderung der äußeren Form oder Werkstückoberfläche, abgetragen wird, definiert. Der Begriff „Mikrozerspanung“ wird in der Literatur hingegen heutzutage nicht eindeutig verwendet. Zahlreiche Quellen verstehen unter dem Begriff den Abtrag von Material im Mikro- oder Nanobereich unabhängig von der Bauteilgröße [18]. Die internationale Akademie für Produktionstechnik hat aber unter der Bezeichnung die Fertigung von Bauteilen in einem Größenbereich zwischen 1-500 μm definiert [19], welche im Folgenden näher betrachtet werden. Durch die Verfahren der Mikrozerspanung, wie Mikrodrehen, Mikrofräsen oder Mikroschleifen, können dreidimensionale Bauteile unterschiedlichster Materialien [20] mit Abmessungen von einigen Hundertstel bis wenigen Millimeter gefertigt werden [21]. Zum Einsatz kommen hierbei sowohl konventionelle Werkzeugmaschinen hoher Genauigkeit als auch spezielle Ultrapräzisionsmaschinen [22].

Einer der entscheidendsten Vorteile der spanenden Bearbeitung ist die hohe Flexibilität durch das nicht formgebundene Werkzeug [23]. Bedingt

dadurch, dass bei jedem Bauteil die Geometrie erneut vom Werkzeug abgefahen wird, sind der Formenvielfalt nahezu keine Grenzen gesetzt. Dies hat sich vor allem bei der Herstellung metallischer Mikrobauteile in kleinen Losgrößen bewährt. So ist die Mikrozerspanung beispielsweise ein leistungsfähiges Verfahren zur Fertigung von Werkzeugen für abformende Verfahren, wie die Mikroumformung oder das Mikrospritzgießen [24]. Da in den meisten Betrieben bereits Hochgeschwindigkeitsbearbeitungsmaschinen vorhanden sind und CAD/CAM-Systeme zur Verfügung stehen, sind die erforderlichen Investitionen für die Mikrozerspanung meist gering [25].

Trotz der zahlreichen Vorteile hat die spanende Fertigung von Mikrobauteilen auch Limitationen und Nachteile. So ist beispielsweise das Drehen von Mikropins mit konventionellen polykristallinen Diamantwerkzeugen auf Bauteildurchmesser über 500 μm limitiert. Unterhalb dieser Grenze kommt es bedingt durch die resultierende Radialkraft beim Drehen zu einer plastischen Deformation des Bauteils und damit verbunden zu einer sehr schlechten Oberflächengüte [26]. Darüber hinaus tritt in der Mikrozerspanung aufgrund des größeren Verhältnisses zwischen Schneidkantenradius und Spannungsdicke verstärkt der sogenannte „Ploughing-Effekt“ auf [27]. Ab dem Unterschreiten einer kritischen Spandicke, welche werkstoffabhängig betragsmäßig zwischen dem 0,2- und 0,3-fachen Schneidkantenradius liegt, kommt es zu einer vorwiegend elastischen Deformation des Werkstücks und infolgedessen nicht zu einem Spanabtrag. Zur Erweiterung der Prozessgrenzen kann die Radialkraft beim Mikrodrehen durch die Verwendung scharfkantiger Schneiden reduziert werden. So ist es Rahman et al. [28] gelungen, durch einen stufenweise durchgeführten Mikrodrehprozesses eine 2 mm lange Mikrowelle mit einem Durchmesser von 20 μm zu fertigen. Zunächst wurde hierfür eine handelsübliche Diamantschneide bis zu einem Werkstückdurchmesser von 0,5 mm eingesetzt. Unterhalb von 0,5 mm Bauteildurchmesser wurde das Werkstück mit einer modifizierten Schneidplatte bearbeitet. Mittels Mikroerosion wurde eine scharfe Schneidkante mit einem Kantenradius $< 5 \mu\text{m}$ hergestellt. Der Abtrag auf den Zieldurchmesser von 20 μm erfolgte in einem Schnitt. So kann sichergestellt werden, dass das Material lediglich von dem ausreichend stabilen 0,5 mm Schaft abgetragen wird und der dünne Bauteilquerschnitt keine Schnittkräfte aufnehmen muss. Die Gesamtbearbeitungszeit des Mikrobauteils betrug knapp zwei Minuten.

Weitere Restriktionen hinsichtlich der erreichbaren Schnittgeschwindigkeiten bestehen vor allem in der verfügbaren Anlagentechnik. Um die Schnittgeschwindigkeit bei Mikrozerspanungsprozesse im Vergleich zu

konventionellen Bauteilgrößen konstant zu halten, ist eine Erhöhung der Spindeldrehzahl notwendig [25]. Dieser Zusammenhang lässt sich durch Gl. (1) berechnen und verdeutlichen [23].

$$n_w = (v_c \times 1000)/(d_w \times \pi) \quad (1)$$

Dies bedeutet beispielsweise, dass die Spindeldrehzahl n_w bei einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 160$ m/min, welche üblich für unlegierte Baustähle ist, von 50929 min^{-1} auf 509296 min^{-1} erhöht werden muss, wenn der Werkstück- oder Bauteildurchmesser von 1,0 mm auf 0,1 mm abnimmt. Derartige Schnittgeschwindigkeiten lassen sich auf derzeit am Markt vorhandenen Werkzeugmaschinen nicht realisieren, da die erforderlichen Spindeldrehzahlen fehlen [25]. Verfügbare Anlagen erreichen eine maximale Geschwindigkeit von 350.000 min^{-1} [29]. Mit dem Ziel, die Zerspanung auf Mikroebene zu verbessern, ist es der ETH Zürich in einem gemeinsamen Projekt mit der Industrie im Jahr 2008 gelungen, einen Elektromotor zu entwickeln, welcher eine Drehzahl von über einer Million Umdrehungen pro Minute erreicht [30].

Additive Verfahren im Mikrobereich

Additive Verfahren, wie das selektive Laserstrahlschmelzen, welches in der konventionellen Fertigung eine breite Anwendung findet, spielt in der Mikroproduktion aufgrund zahlreicher Herausforderungen derzeit keine Rolle. Diese sind vor allem die begrenzte Auswahl an Materialien, die Pulverhandhabung bei der Wiederbeschichtung, die schwierige Teileentfernung und -reinigung sowie eine unzureichende Oberflächenrauheit und Auflösung [31].

Mikro-Funkenerosion (μ -EDM) und Mikro-Elektrochemisches Abtragen (MECM)

Unter der Mikro-Funkenerosion (μ -EDM) versteht man die Anwendung von Funkenerosionstechnologien (EDM) zur Herstellung von Mikrobautteilen und -strukturen [32]. Die Funkenerosion ist ein abtragender Bearbeitungsprozess, welcher auf einen durch elektrische Entladungsvorgänge bedingten Materialabtrag zwischen Werkzeug (Kathode) und Werkstück (Anode) durch Schmelzen und teilweises Verdampfen beruht [19]. Der Prozess findet in einem nichtleitenden Medium, dem Dielektrikum statt. Zu Prozessbeginn wird das kathodische Werkzeug bis auf einen kleinen Spalt an das anodische Werkstück herangeführt. Bei einem ausreichend geringen Spalt und einer ausreichend hohen Stromstärke kommt es zum Funkenflug und bedingt durch die Hitzentwicklung beim Elektronenfluss zur anschließenden Plasmabildung [33]. Aufgrund der teilweisen Verdampfung und des

Wegspülens des Werkzeug- und des Werkstückwerkstoffs kommt es zu einer Kraterbildung und Vergrößerung des Spalts, weshalb der Endladevorgang wieder zum Erliegen kommt. Mit fortführendem Vorschub des Werkzeugs beginnt der Prozess erneut bis zum Erreichen der gewünschten Endgeometrie. Bedingt durch das Verfahrensprinzip können mittels der EDM nur leitfähige Materialien bearbeitet werden. Hierzu zählen alle Metalle, von weichen Güten bis hin zu hochfesten Hartmetallwerkstoffen [18]. Zur Reduzierung des Material- und Wärmeeintrags wird die Entladungsenergie um eine Größenordnung von 10^{-6} bis 10^{-7} Joule, im Vergleich zur konventionellen EDM, reduziert [34]. Derzeit gibt es in der μ -EDM mit dem Mikro-Drahterosieren, dem Mikro-Senkerodieren, dem Mikro-Funkenerosionsbohren und dem Mikro-Funkenerosionsfräsen vier bekannte Verfahren, welche zur Herstellung metallischer Mikrobauteile und -strukturen genutzt werden [35]. Da während der Bearbeitung keine Schnittkräfte und somit keine Biegebeanspruchung hervorgerufen wird, können sehr dünne, filigrane Werkzeugelektroden eingesetzt werden [19]. Dies erlaubt die Fertigung komplexer dreidimensionaler Mikrobauteile bis zu einer Merkmalsgröße von $3\ \mu\text{m}$ bei einem Aspektverhältnis von bis zu 30 mit einer Oberflächenqualität von bis zu $R_a = 0,05\ \mu\text{m}$ [34]. Aufgrund der hohen Bearbeitungsgenauigkeit und der Bearbeitbarkeit von gehärteten Werkzeugstählen und Hartmetallen ist die μ -EDM die meist genutzte Technologie für den Bau von Mikroumform- und Mikrospritzgusswerkzeugen [32]. Neben dem Formenbau finden sich aber auch noch zahlreiche andere Anwendungsgebiete, wie zum Beispiel Mikrozahnräder oder Mikroturbinenlaufräder [18]. Ein erheblicher Nachteil der μ -EDM ist die sehr geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit [19]. Je nach Anforderung an die Form- und Oberflächengenauigkeit kann die Bearbeitung eines einzelnen Mikrobauteils mehrere Stunden betragen.

Die Verfahren der Technologie des Mikro-Elektrochemischen Abtrags (MECM) ähneln denen der μ -EDM. Auch bei diesen Prozessen wird das Werkzeug als Kathode und das Werkstück als Anode polarisiert. Der Ladungstransport erfolgt beim MECM über eine Elektrolytlösung im Arbeitspalt. Bei diesen Verfahren beruht der Materialabtrag auf einer ionischen Reaktion an der Werkstückoberfläche [19]. Der Metallabtrag pro Einheit ist dabei nicht größer als die Ionen, weshalb diese Technologie den Bearbeitungsanforderungen hochpräziser metallischer Mikrobauteile gerecht wird [18]. Durch den im Vergleich zur μ -EDM geringeren Materialabtrag ist die Oberflächengenauigkeit beim MECM höher [36]. Einer der wesentlichsten Vorteile des MECM ist die verfahrensbedingte, nicht vorhandene Wärmeinflusszone, weshalb bei diesen Bearbeitungsverfahren keine thermischen

Spannungen im Bauteil auftreten [37]. Die durch die geringere Abtragsrate bedingte längere Bearbeitungszeit und die schlechtere Maß- und Formgenauigkeit sind hingegen als Nachteil für die Anwendung der Technologie in der Produktionstechnik zu nennen [18].

Einen vielversprechenden Ansatz, die Vorteile beider Technologien bei gleichzeitiger Vermeidung der Nachteile zu nutzen, stellt die Kombination in hybriden Verfahren dar. So können durch die μ -EDM die Bearbeitungszeit verkürzt, die Maß- und Formgenauigkeit erhöht und durch das MECM die Wärmeeinflusszone entfernt sowie die erreichbare Oberflächengüte deutlich gesteigert werden [38].

Urformen mittels Mikro-Metallspritzgießen (μ -MIM)

Reproduktionsverfahren, wie das Mikro-Metallspritzgießen oder das Mikrogießen, ermöglichen eine kostengünstige Massenproduktion von metallischen Mikrobauteilen und es können eine große Auswahl an Werkstoffen verarbeitet werden [39]. Durch die Kombination von unterschiedlichen Werkstoffen während des Spritzgießens können zudem funktionsintegrierte Baugruppen bei gleichzeitiger Reduzierung von Fügeoperation in kurzen Zykluszeiten kostengünstig hergestellt werden [40]. Bedingt durch diese Vorteile [41] steht das Mikro-Metallspritzgießen im Fokus der aktuellen Forschung und der Industrie [42]. Der Prozessablauf des μ -MIM ist in die vier Schritte Feedstockproduktion, Spritzgießen, Entbindern und Sintern untergliedert [40]. Bei der Feedstockproduktion wird das Metallpulver bei erhöhter Temperatur mit einem organischen Bindemittel zu einem im Spritzgussverfahren verarbeitbaren Gemisch vermischt. Im Anschluss erfolgt das Spritzgießen, bei dem das Werkstück seine Form erhält. Im nachgeschalteten Entbinderungsprozess wird das Bindemittel durch Lösungsmittel oder einem thermischen Verfahren entfernt. In einem letzten Schritt wird das poröse Bauteil bis zu der gewünschten Dichte gesintert. Dabei schrumpft das Bauteil um die Menge des zuvor entzogenen Binderanteils. Mittels μ -MIM sind minimale Bauteil- oder Strukturabmessungen von $10\ \mu\text{m}$ bei einem Aspektverhältnis von bis zu 16 herstellbar [43]. Die erreichbare Fertigungstoleranz beträgt $\pm 0,5\%$ [44]. Mit dem Prozess sind Oberflächengüten bis zu einem Mittenrauwert von $R_a = 0,8\ \mu\text{m}$ möglich. Hinsichtlich der erreichbaren Oberflächengenauigkeit sind die Partikelgröße des metallischen Pulvers sowie die Viskositätseigenschaften des Binders der entscheidendste Faktor [45]. Die typische Partikelgröße der Metallpulver liegt zwischen $1,5\text{-}4,5\ \mu\text{m}$ [44]. Je feiner das Metallpulver ist, desto besser ist die Oberflächenqualität. Im Vergleich zu anderen Fertigungsverfahren eignet sich das μ -MIM besser für die Endkonturnahe Fertigung von

komplexen dreidimensionalen Mikrogeometrien, wodurch die Nachbearbeitung der Bauteile erheblich vereinfacht wird oder sogar komplett entfällt [44].

Aufgrund der verfügbaren Partikelgröße der metallischen Pulver sind die minimalen Abmessungen und die Oberflächengüten im Vergleich zu anderen Verfahren limitiert [43]. Die erzielbare Werkstoffdichte beim μ -MIM beträgt 97 % [43]. Die prozessbedingt vorhandenen Poren und das Kornwachstum während des Sinterprozesses können die mechanischen Eigenschaften der Bauteile negativ beeinflussen [46]. Ebenso zählen die zusätzlichen Prozessschritte der Feedstockproduktion und der Entbinderung, welche die Zykluszeit erhöhen, zu den Nachteilen des Verfahrens [44].

Lithographie, Galvanik und Abformung (LIGA)

Das LIGA-Verfahren wurde Anfang der 80er Jahre am Kernforschungszentrum Karlsruhe als Fertigungsverfahren zur Massenproduktion von metallischen Mikrostrukturen mit einem großen Aspektverhältnis und hohen Strukturen entwickelt [47]. Das deutsche Akronym LIGA steht für die einzelnen aufeinanderfolgenden Prozessschritte Lithographie, Galvanik und Abformung. Das Verfahren basiert auf eine Kombination von Tiefenlithographie mit Synchrotronstrahlung oder Teilchenstrahlung zur Herstellung einer Struktur und dem anschließenden galvanischen Auffüllen dieser. Als Fotoresist kommen die Materialien PMMA (Polymethylmethacrylat) und SU8 (Epoxidharz) zum Einsatz [48]. Im Anschluss wird beim Stripping die Resiststruktur entfernt. Wird die hergestellte metallische Struktur direkt als Bauteil eingesetzt spricht man vom Direkt-LIGA-Verfahren [49]. Im Standardverfahren werden aber metallische LIGA-Formeinsätze für Mikroabformprozesse, wie μ -MIM oder Mikroprägen, produziert. Typische Metalle für dieses Verfahren sind Nickel, Nickel-Phosphor, Nickerleisenlegierungen und Edelmetalle [50]. Abhängig von der verwendeten Strahlung können im LIGA Verfahren Mikrobauteile oder -strukturen mit einem Aspektverhältnis von 100:1 (Röntgenstrahlung) und 20:1 (UV-Strahlung) hergestellt werden. [51]. Die maximale Strukturhöhe beträgt dabei bis zu 1000 μm bei einer lateralen Auflösung von bis zu 0,2 μm [12]. Bei dem Verfahren sind sehr hohe Oberflächenqualitäten von bis zu $R_a = 0,3 \text{ nm}$ möglich. Darüber hinaus besteht durch eine Mehrfachbestrahlung mit unterschiedlichen Neigungswinkeln die Möglichkeit, die Geometrievielfalt von dreidimensionalen Strukturen deutlich zu erhöhen [47]. Aufgrund der freien lateralen Formgebung, der großen Strukturhöhen, der hohen Präzision und der Materialvielfalt sind die Anwendungsfelder des LIGA-Prozesses vielfältig [48]. Das Verfahren ist das derzeit am häufigsten eingesetzte

Mikroproduktionsverfahren und die damit hergestellten Produkte finden sich in vielen Bereichen des täglichen Lebens, wie zum Beispiel in der Telekommunikation, der Medizintechnik oder im Automobil, wieder [47]. Typische Produkte sind Mikromotoren, Mikrogetriebe, Zahnräder, Mikrospulen, Mikroturbinen und Mikrosensoren [48]. Die mechanischen Eigenschaften der mit dem LIGA-Prozess hergestellten Mikrobauteile erfüllen die Kriterien für hoch beanspruchte Bauteile. So produziert beispielsweise die Firma Micromotion GmbH Mikrozahnräder aus einer Nickel-Eisen-Legierung mit einer Zugfestigkeit von 1800 N/mm^2 und einer Härte von 55 HRC [52]. Als Nachteile des Verfahrens gelten die aufwendige Anlagentechnik, wie zum Beispiel die Synchrotronstrahlungsquelle, die notwendige Reinraumatmosfera und die verfahrensbedingt hohe Fertigungsdauer, welche das Verfahren kostenintensiv macht [53].

Mikroumformung

Das Umformen von Metallen wird bereits seit über 1000 Jahren praktiziert und ist heute eine weit verbreitete und gut erforschte Methode zur Herstellung von metallischen Bauteilen [54]. In der Massenproduktion überzeugt die Umformtechnik durch technologische, ökonomische und ökologische Vorteile gegenüber anderen Fertigungstechnologien. Zu diesen gehören hohe Produktionsraten, hervorragende mechanische Bauteileigenschaften, exzellente Fertigungsgenauigkeiten, eine endkonturnahe Fertigung sowie ein geringer Energieeinsatz [7]. Aufgrund dieser Eigenschaften besitzt die Umformtechnik auch in der Mikrobauerteilfertigung ein enormes Potenzial. So können mit der Mikroblechumformung flächige Bauteile (z. B. Leiterplatten) und mit der Mikromassivumformung dreidimensionale Bauteile (z. B. Steckerkontakte) hergestellt werden. Die Mikroumformtechnik bietet darüber hinaus mit allen umformbaren metallischen Werkstoffen eine breite Werkstoffauswahl [55]. Somit können Bauteile für die Elektroindustrie aus weichem Kupfer bis hin zu hoch beanspruchten Bauteilen, wie Mikroantriebswellen aus höherfesten Stahl, gefertigt werden. Beim Herunterskalieren der Umformprozesse in den Mikrobereich bleiben allerdings einige Größen, wie zum Beispiel die Mikrostruktur des Werkstoffs oder die Oberflächentopographie, konstant, wodurch sich das Verhältnis der Bauteildimension zu den genannten Größen ändert [56]. Dies führt ab einer gewissen kritischen Bauteilabmessung zum Auftreten von Größeneffekten, welche die Prozessstreuung, die Bauteilqualität, die Werkzeugbeanspruchung und die Handhabung erheblich negativ beeinflussen können [7]. Aus diesem Grund kann das Wissen aus der gut erforschten makroskopischen Umformung nicht ohne Weiteres auf die Mikroumformung übertragen werden [57].

Trotz der Herausforderungen ist die Mikroblechumformung derzeit eines der effizientesten Verfahren zur Herstellung von Mikroblechbauteilen und findet deshalb eine breite Anwendung in sämtlichen industriellen Bereichen [58]. Ein Grund hierfür ist sicherlich die Tatsache, dass in der Mikroblechumformung die Handhabung trotz der geringen Bauteilgröße erheblich vereinfacht werden kann. Zwischen den Umformstufen bleibt das Bauteil mit dem Bandmaterial verbunden, wodurch die Handhabung und Positionierung mittels Anschlägen und Führungsstempel, wie in der Makroblechumformung, realisiert werden kann [7]. Dies ermöglicht je nach Bauteilkomplexität eine Produktionsrate von 160 (feine Strukturen) bis 2000 (einfache Geometrien) Mikrobauteilen pro Minute.

Die Mikromassivumformung erreicht derartige Produktionsvolumen lediglich beim Drahtbiegen, da auch hier das Mikrobauteil bis zum letzten Bearbeitungsschritt fest mit dem Draht verbunden bleibt. Bei anderen Mikromassivumformverfahren wird das Halbzeug zunächst auf die benötigte Länge reduziert. Bedingt durch die kleine Bauteilgröße und das geringe Gewicht ist die Handhabung beim Greifen und Positionieren äußerst schwierig, was eine der Hauptrestriktionen für die industrielle Anwendung dieser Verfahren darstellt [7].

Bewertung der Produktionsverfahren hinsichtlich der Eignung zur Massenproduktion

Bei Gegenüberstellung aller Fertigungsverfahren kann zusammenfassend festgehalten werden, dass jedes individuelle Vor- und Nachteile besitzt, welche je nach Anwendungsfall abgewogen werden müssen. Hinsichtlich der Massenproduktion von metallischen Mikrobauteilen zeigt sich aber deutlich, dass die Verfahren mit formgebundenem Werkzeug, wie der Mikro-Metallspritzguss und die Mikroumformtechnik, prozessbedingt erhebliche Vorteile gegenüber den anderen Verfahren bietet [23]. Diese sind vor allem die hohe Materialvielfalt, die exzellente Materialausnutzung und die große Mengenleistung. Aus diesem Grund verlagert sich die Mikrobauteilfertigung zunehmend auf diese Replikationstechnologien [32]. Gegenüber dem μ -MIM weist die umformtechnische Herstellung eine höhere Werkstoffdichte, bessere Oberflächenqualität, höhere Maßhaltigkeit und bedingt durch die Kaltverfestigung sehr gute mechanische Eigenschaften auf. Allerdings ist die industrielle Anwendung mehrstufiger Mikromassivumformprozesse infolge auftretender Größeneffekte stark eingeschränkt. Zur Nutzung des großen Potenzials in der Massenfertigung wird am Verständnis und an der Verbesserung der Mikroumformtechnik weltweit intensiv geforscht. Begonnen hat die Entwicklung und Definition der

Mikroumformtechnik in Deutschland in den 90er Jahren durch Engel und Geiger [7]. Eine Definition und ein grundlegendes Verständnis zu den auftretenden Größeneffekten in der Mikroumformtechnik wurde von Vollertsen et al. [59] geschaffen. Dennoch sind auch heute noch einige Herausforderungen zu lösen, um die Mikromassivumformung für die Massenfertigung metallischer Mikrobauteile technisch und wirtschaftlich nutzbar zu machen.

2.2 Herausforderungen in der Mikroumformtechnik

Bei näherer Betrachtung der derzeit verfügbaren Mikroproduktionsverfahren kann festgehalten werden, dass die Mikroumformtechnik in der Massenproduktion von metallischen Bauteilen für die Mikrosystemtechnik ein großes Potenzial besitzt. Dieses wird für einzelne Verfahren, vor allem in der Mikroblechumformung auch bereits industriell im großen Maßstab genutzt. Andere Verfahren, insbesondere die der Mikromassivumformung zur Herstellung komplizierter Mikrogeometrien, scheitern in der Massenfertigung aufgrund zahlreicher skalierungsbedingter Herausforderungen. Die höhere Industrialisierung der Blechumformung ist dadurch zu begründen, dass in mehrstufigen Prozessen direkt vom Band gearbeitet werden kann, wodurch die Handhabung und Positionierung der Mikrobauteile erheblich vereinfacht wird. Des Weiteren sind die spezifischen Kräfte in der Blechumformung wesentlich geringer als in der Massivumformung, weshalb hier die Werkzeugbeanspruchung auch als unkritisch zu bewerten ist [60]. Beim Herunterskalieren der Prozesse in den Mikrobereich können nicht alle Größen, wie zum Beispiel die Mikrostruktur, im gleichen Maße angepasst werden. Dies hat zur Folge, dass ab Unterschreiten einer bestimmten Bauteilgröße so genannte Größeneffekte, welche die Formgebung und die Prozessabläufe maßgeblich beeinflussen, zum Tragen kommen [9]. Diese beeinträchtigen oft die Bauteilqualität, die Prozessstabilität, die Handhabung und die Werkzeugbeanspruchung negativ. Um die Identifikation von Größeneffekten in Umformprozessen zu ermöglichen, ist es notwendig die Prozesse korrekt zu skalieren. Nachfolgend werden zunächst die zu diesem Zweck zu beachtende Ähnlichkeitstheorie und die Kenngrößen der Prozessskalierung erläutert. Anschließend wird auf die unterschiedlichen Kategorien von Größeneffekten eingegangen und deren Auswirkungen auf die Mikroumformtechnik anhand von konkreten Beispielen veranschaulicht.

2.2.1 Ähnlichkeitstheorie und Kenngrößen in der Prozessskalierung

Für die Übertragung von Erkenntnissen aus der Makroumformtechnik in die Mikroumformtechnik ist es notwendig, die Gesetzmäßigkeiten der Ähnlichkeitstheorie zu beachten. Unter dieser versteht man ein halbempirisches Lösungsverfahren, welches seit Jahrhunderten kontinuierlich weiterentwickelt wurde und eine breite Anwendung in der Technik und Physik besitzt [61]. Speziell für die physikalische Simulation von Umformprozessen wurde die Ähnlichkeitstheorie im Jahr 1964 von Pawelski [62] überarbeitet. Das Prinzip beruht darauf, dass an einem geometrisch ähnlichen Modell die für den Prozess wichtigen Zielgrößen gemessen und mit geeigneten Modellgesetzen auf die Hauptausführung übertragen werden [61]. Die Gesetzmäßigkeiten gelten sowohl für eine Vergrößerung, als auch für eine Verkleinerung des Prozesses. Bei Untersuchungen im Bereich der Mikroumformtechnik ist stets ein makroskopischer Prozess mit konventionellen Abmessungen die Modellausführung (M) und der Mikroumformprozess die Hauptausführung (m) [63]. Um die mechanische, dynamische und thermische Ähnlichkeit zwischen Modellausführung und Hauptausführung bewerten zu können, ist die Existenz von vier konstanten Maßstabsfaktoren, den so genannten Grundmaßstäben gefordert [62]. Diese sind der Längenmaßstab λ Gl. (2), der Kraftmaßstab χ Gl. (3), der Zeitmaßstab τ Gl. (4) und der Temperaturmaßstab θ Gl. (5). Dabei handelt es sich um dimensionslose Kennzahlen, welche aus dem Quotienten von Größen gleicher Dimension aus (m) und (M) berechnet werden.

$$\text{Längenmaßstab:} \quad \lambda = \frac{L_m}{L_M} \quad (2)$$

$$\text{Kraftmaßstab:} \quad \chi = \frac{F_m}{F_M} \quad (3)$$

$$\text{Zeitmaßstab:} \quad \tau = \frac{t_m}{t_M} \quad (4)$$

$$\text{Temperaturmaßstab:} \quad \theta = \frac{T_m}{T_M} \quad (5)$$

Aus diesen Grundmaßstäben können weitere Maßstäbe für unterschiedliche Größen, wie zum Beispiel die Spannung, die Fläche oder das Volumen abgeleitet werden. Damit zwei geometrisch ähnliche Vorgänge die Ähnlichkeitsbedingung erfüllen ist gefordert, dass die Ähnlichkeitskennzahlen

für (m) und (M) den gleichen Zahlenwert haben [62]. Dabei ist zu beachten, dass eine vollständige Ähnlichkeit nur erreicht ist, wenn alle Kennzahlen, inklusive der Abgeleiteten, identisch sind. Dies ist in der Praxis allerdings nicht möglich, weshalb nur eine teilweise Ähnlichkeit erreicht werden kann [62]. Diese ist für die meisten umformtechnischen Vorgänge jedoch ausreichend, ohne die Aussagekraft der physikalischen Prozesssimulation zu beeinträchtigen. Deshalb ist es erforderlich, fallspezifische Kompromisslösungen zu erarbeiten, wobei einzelnen Ähnlichkeitskenngrößen eine Priorität zugewiesen wird.

Damit physikalische Prozesse ähnlich ablaufen können, ist die Einhaltung der geometrischen Ähnlichkeit eine Grundvoraussetzung [61]. Aus diesem Grund stellt der Längenmaßstab λ Gl. (2) die wichtigste Ähnlichkeitskennzahl in der Prozessskalierung dar und wird in nahezu allen Forschungsarbeiten im Bereich der Mikroumformtechnik angegeben. Ist der Zahlenwert der Kennzahl für (m) und (M) identisch, ist sichergestellt, dass für alle maßgeblichen Größen des Umformprozesses die geometrische Ähnlichkeit vorliegt.

Die Angabe des Längenmaßstabs alleine gibt jedoch ohne die zusätzliche Angabe der Größen der Modellausführung (M) keine Auskunft über die tatsächlichen Abmessungen des Mikroumformprozesses. Aus diesem Grund wurde für eine bessere Übersichtlichkeit von Vollertsen [64] die Bezeichnung „sizeN“ eingeführt, welche ebenfalls oft, gemeinsam mit dem Längenmaßstab, in wissenschaftlichen Arbeiten Anwendung findet. Diese Angabe bezieht sich jeweils auf die Ausgangsblechdicke oder den Ausgangsdurchmesser der Halbzeuge zu Versuchsbeginn. So bedeutet beispielsweise beim Fließpressen „size500“, dass ein Halbzeug mit einem Ausgangsdurchmesser von 500 μm verwendet wurde. Aufgrund der Definition der Mikroumformtechnik liegen die Zahlenwerte im Bereich zwischen 1-1000 [6].

Eine ebenfalls wichtige Kennzahl in der Mikroumformtechnik ist die Kornzahl κ . Diese gibt das Verhältnis zwischen einer für den Umformprozess wichtigen Abmessung, wie zum Beispiel der Fließspaltbreite, dem Bauteildurchmesser, und der mittleren Korngröße an [6]. Eine Kornzahl von $\kappa = 10$ bedeutet somit, dass 10 Körner über dem Bauteilquerschnitt liegen. Polykristalline Metalle haben in der Regel eine mittlere Korngröße zwischen wenigen bis mehreren hundert Mikrometern. Deshalb liegen in der Makroumformung meist Kornzahlen $\kappa > 50$ vor. In der Mikroumformung sind die Bauteilabmessungen und damit auch der Fließspalt deutlich

kleiner. Nähert sich die Kornzahl dem Wert $\kappa = 1$, treten drastische Veränderungen des Materialverhaltens auf [65]. In der Mikroumformtechnik können auch Kornzahlen $\kappa < 1$ auftreten. Somit ist die Kornzahl ein erster wichtiger Indikator, um eine skalierungsbedingte Änderung des elastisch-plastischen Materialverhaltens abzuschätzen.

2.2.2 Größeneffekte in der Umformtechnik

Sind gemäß der Ähnlichkeitstheorie korrekt skalierte Prozesse in der Modellausführung und Hauptausführung nicht ähnlich, deutet das auf die Existenz von Größeneffekten hin [55]. In Mikroumformprozessen beeinträchtigen diese das elastisch-plastische Materialverhalten, das Bruchverhalten, die Tribologie, die Oberflächenrauheit, die Wiederholgenauigkeit, das Rückfederungsverhalten, die Handhabung und die mechanischen Eigenschaften der hergestellten Bauteile oft negativ, weshalb die Technologie in der industriellen Anwendung derzeit noch stark limitiert ist [66]. Die Größeneffekte werden nach der Definition von Vollertsen [9] in die Kategorien Dichte-, Form-, und Struktureffekte untergliedert, welche in einem weiteren Schritt nochmals in Untergruppen unterteilt werden können. Ausschlaggebend für die Kategorie des Größeneffekts ist die Art des Wertes, welcher bei der Skalierung konstant gehalten wird und für den beobachteten Effekt maßgeblich verantwortlich ist. Im Folgenden werden die Wirkmechanismen von Größeneffekten erläutert. Insbesondere wird dabei auf relevante Größeneffekte für die Mikromassivumformung eingegangen, welche die Festigkeit, das Formänderungsverhalten, die Tribologie, die Handhabung und die Werkzeugbeanspruchung beeinträchtigen.

Festigkeit und Formänderungsverhalten

In der Literatur wurden bereits zahlreiche Größeneffekte, welche zu einer hohen Prozessstreuung, einer stark schwankenden Bauteilfestigkeit und einer verminderten Formgenauigkeit führen, nachgewiesen. Diese konnten stets auf eine mit der Kornzahl variierende Festigkeit und eine damit verbundene Schwankung des Formänderungsverhalten zurückgeführt werden [63]. So hat Tiesler [67] beim kombinierten Voll-Vorwärts-/Napf-Rückwärts-Fließpressen mit CuZn15 gezeigt, dass die Korngröße bei gleichbleibender Geometrie einen Einfluss auf die Ausformung und die Prozessstreuung hat. Bei einer Napfwandstärke von 8 μm und der Verwendung eines feinen Gefüges mit einer mittleren Korngröße von 4 μm konnte eine fehlerfreie gleichmäßige Formausbildung beobachtet werden. Durch den Einsatz eines groben Gefüges mit einer mittleren Korngröße von

122 μm liegt ein stark zerklüfteter Randbereich an der Napfwand vor. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass im kombinierten Prozess der Werkstoff mit einer großen Korngröße dominanter in den Schaft und weniger in die Napfwand fließt, als bei dem Werkstoff mit feinem Gefüge. Weiterhin wurde durch Kleinlasthärtemessungen nachgewiesen, dass die Bauteilfestigkeit über den Querschnitt bei geringen Kornzahlen starken Schwankungen unterliegt. Sowohl bei der ungebundenen als auch der gebundenen Umformung einfacher rotationssymmetrischer Mikrobauteile, wie beispielsweise dem Stauchen oder der Querschnittsreduktion beim Voll-Vorwärts-Fließpressen, können kornzahlbedingte Formabweichungen auftreten. So hat beispielsweise Xu et al. [68] in Stauchversuchen von hochreinem Aluminium mit unterschiedlicher Korngröße durch skalierte Probengeometrien nachgewiesen, dass die Oberflächentopographie der Mantelfläche und die Form der gestauchten Proben von der Korn- und Probengröße abhängig sind. Hierfür wurden Proben mit einem Durchmesser zwischen 0,5 mm und 2 mm sowie mittlere Korngrößen zwischen 1,3 μm und 150 μm verwendet. Mit abnehmender Probengröße und somit auch abnehmender Kornzahl nimmt die Formabweichung zu. Durch die Verwendung von feinkörnigem Aluminium kann auch bei den kleinen Stauchproben eine homogene Verformung und damit eine zylindrische und glatte Oberfläche erreicht werden. An den Deckflächen der Zylinderstauchproben, welche mit den Stauchbahnen in Kontakt stehen konnte kein skalierungs- oder korngrößenbedingter Einfluss der Gestalt erkannt werden. Aber auch bei formgebundenen Umformprozessen, wie dem Mikrofließpressen, kann es bei geringen Kornzahlen zu Gestaltabweichungen kommen. Dies konnte beispielsweise von Krishnan et al. [69] mit der Analyse von skalierten Voll-Vorwärts-Fließpressversuchen bei Verwendung des Messingwerkstoffs CuZn_{30} mit einer Korngröße von 32 μm (fein) und 211 μm (grob) nachgewiesen werden. So hat sich gezeigt, dass nach dem Fließpressen von einem Ausgangsdurchmesser von 0,76 mm auf einen Schaftdurchmesser von 0,57 mm eine deutlich ausgeprägte Krümmung des Schafts, bei Verwendung des groben Gefüges, auftritt. An den Mikrobauteilen mit dem feineren Gefüge konnte keine Deformation detektiert werden.

Die beobachteten Effekte der ungleichmäßigen Ausformung und erhöhten Prozessstreuung sind darauf zurückzuführen, dass die Korngröße nicht exakt gemäß der Ähnlichkeitstheorie zusammen mit dem Prozess skaliert werden kann, beziehungsweise diese oftmals auch konstant gehalten wird. Dieser für die Mikroumformtechnik wesentlichste Effekt ist ein Summeneffekt, welcher der Oberkategorie der Formeffekte zugeordnet ist [55]. Für

die kornzahlabhängige Formabweichung beim Stauchen oder Fließpressen von Mikrobauteilen ist ein Dichteeffekt verantwortlich. Diese Effekte sind maßgeblich die Ursache dafür, dass Mikroumformprozesse, bei denen geringe Kornzahlen vorliegen, nicht numerisch mittels der konventionellen Finite Elemente Methode (FEM), bei welcher das Materialverhalten stets als Kontinuum modelliert wird, berechnet werden können [69]. Größenvariante Werkstoffmodelle, wie das von Geißdörfer [70], welches durch eine synthetische Gefügestruktur die Kornzahl mittels individueller Werkstoffkennwerte einzelner Körner berücksichtigt, ermöglicht die FEM-Simulation von Mikroumformprozessen. Aufgrund des hohen Charakterisierungs- und Modellierungsaufwands, verbunden mit der hohen Prozessstreuung, konnte sich diese Art der Modellierung in der industriellen Anwendung bis heute jedoch noch nicht durchsetzen. Die Ursache für das Auftreten der Summen- und Dichteeffekte kann durch die Grundlagen der Ein- und Polykristallplastizität erklärt werden, welche in Bild 1 veranschaulicht dargestellt sind.

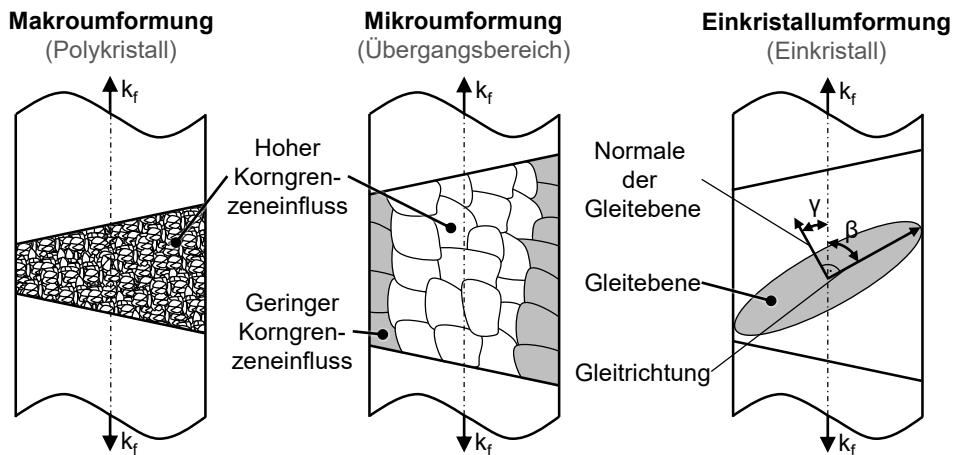


Bild 1: Grundlagen der Ein- und Polykristallplastizität sowie deren Übertragung auf die Mikroumformtechnik gemäß des Randschichtmodells nach Rösler [71] und Meßner [63]

In der Makroumformung bestehen die umzuformenden Werkstoffe in der Regel aus Polykristallen, mit Kornzahlen von $\kappa > 50$ [55]. Dabei kann das elastisch-plastische Materialverhalten als Kontinuum betrachtet werden, welches durch ein konstantes Elastizitätsmodul (Elastizität) und einer Fließkurve (Plastizität) beschrieben werden kann. Für polykristalline Metalle kann die Streckgrenze mit Gl. (6) aus der kritischen Schubspannung des Einkristalls und dem Taylorfaktor M_T berechnet werden [72]. Dabei gilt die Voraussetzung, dass eine gleiche Häufigkeit aller Orientierungen zur

außen anliegenden Spannung k_f vorliegt. Für kubisch-flächenzentrierte Metalle beträgt der Taylorfaktor $M_T = 3,06$.

Bei Kornzahlen $\kappa \leq 1$ besteht das Mikrobauteil bzw. der umzuformende Bereich aus nur einem Korn oder einem Bruchteil davon, weshalb die Umformung in diesem Größenbereich als Einkristallumformung bezeichnet wird. Im Gegensatz zu polykristallinen Gefügen sind die Orientierungen der Körner hier nicht mehr regellos statistisch verteilt, sondern es liegt jeweils die Orientierung des umzuformenden Einkristalls (Korn) vor. Die Orientierung zum Mikrobauteil kann je nach Halbzeugherstellung und Bestückung stark variieren. Brinksmeier et al. [73] hat mit Zylinderstauchversuchen an unterschiedlich orientierten Kupfereinkristallen experimentell nachgewiesen, dass die Form, das Verfestigungsverhalten und auch das Fließspannungsniveau mit teilweise über 50 % deutlich von der Kristallorientierung abhängig ist. Dieses Phänomen konnte, durch die Berechnung der Schmid-Faktoren m_s für die einzelnen Gleitsysteme, auf die unterschiedlichen Randbedingungen für die Versetzungsbewegung zurückgeführt werden [73]. In Einkristallen kann die Streckgrenze mit Hilfe des Schmid'schen Schubspannungsgesetz aus Gl. (7) berechnet werden [74]. Da die Gleitrichtung und die Normale der Gleitebene senkrecht zueinander stehen (Bild 1), beträgt der maximale Wert für den Schmidfaktor 0,5 [71]. Dies ist der Fall, wenn $\beta = \gamma = 45^\circ$ gilt. Bei einem einphasigen Kupferwerkstoff weisen polykristalline Stauchproben gegenüber den Einkristallen im Mittel höhere Fließspannungen auf [73].

Die Mikroumformtechnik bewegt sich in einem Übergangsbereich zwischen der Ein- und Polykristallumformung, weshalb die beiden Gesetzmäßigkeiten aus Gl. (6) und Gl. (7) nicht zur Berechnung der Streckgrenze geeignet sind. Dies ist dadurch zu begründen, dass die Körner welche sich am Probenrand befinden anderen Kompatibilitätsbedingungen unterliegen als Körner in der Probenmitte [63]. Bei gleichbleibender Kornstruktur bleibt die Dicke der Randschicht stets konstant, weshalb deren Einfluss bei kleiner werdenden Bauteilabmessungen dominanter wird. Erste Untersuchungen zum Einfluss der Probengröße auf die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe gehen auf die 1940er Jahre zurück [75] und wurden seitdem in zahlreichen Publikationen für unterschiedliche Werkstoffe beschrieben. Meßner [63] hat im Jahr 1997 mit der Einführung des Randschichtmodells eine Methode zur Charakterisierung und Beschreibung, der für umformtechnische Vorgänge wichtigen Kenngröße der Fließspannung, geschaffen. In Gl. (8) ist die analytische Beziehung des Randschichtmodells dargestellt. Die Fließspannung setzt sich dabei aus der Summe der Fließspannungen der Randkörner ($k_{f,FO}$) und der der innen liegenden Körner ($k_{f,i}$) zusammen,

welche jeweils gemäß Ihres Volumenanteils (α) am Mikrohalbzeug berücksichtigt werden [63]. Das Randschichtmodell wurde bis heute in zahlreichen Publikationen zur Begründung der skalierungsbedingten Abnahme der Fließspannung genutzt und seine Gültigkeit anhand vieler Umformprozesse bestätigt [68].

$$\text{Polykristall:} \quad k_{f0} = M_T \times \tau_{SG0} \quad (6)$$

$$\text{Einkristall:} \quad k_{f0} = \frac{\tau_{SG0}}{m_s} \text{ mit } m_s = \cos \beta \times \cos \gamma \quad (7)$$

$$\text{Übergangsbereich:} \quad k_{f0} = \alpha_i \times k_{f,i} + \alpha_{FO} \times k_{f,FO} \quad (8)$$

Im Falle der dargestellten Zugbeanspruchung aus Bild 1 unterliegen die Körner im Randbereich, aufgrund der fehlenden seitlichen Begrenzung, deutlich geringeren Kompatibilitätsbedingungen als die Körner in der Mitte. In formgebundenen Umformprozessen, wie beispielsweise dem Fließpressen besteht jedoch zwischen dem Probenrand und dem Werkzeug ein Kontakt. Hier stellt die Werkzeugoberfläche eine Barriere gegenüber der Umformung der Randkörner dar, weshalb hier mehr Zwangsbedingungen als im Zugversuch vorliegen [63]. Der Kontakt mit dem Werkzeug führt im Vergleich zum freien Randkorn zu einer deutlichen Zunahme des Formänderungswiderstandes, jedoch liegt dieser nach wie vor unterhalb der Fließspannung der Körner im inneren des Mikrobauteils. Dieser Zusammenhang wurde in Stauchversuchen von CuZn15 mit skalierten Probengeometrie von Engel und Egerer nachgewiesen [76]. Für die Fließspannung von Abmessungen im Bereich der Mikroumformung gilt somit, dass diese zwischen dem Einkristall, welcher die untere Grenze darstellt, und dem Polykristall, als obere Grenze, liegt [57].

Der Einfluss einer höheren Zwangsbedingung der mit dem Werkzeug in Kontakt befindlichen Randkörner konnte von Wang et al. [77] auch in gebundenen Umformprozessen anhand von skalierten Prägeprozessen mit unterschiedlichen Korngrößen nachgewiesen werden (Bild 2). In dieser Studie ist zunächst der grundlegende Zusammenhang einer geringeren Profilhöhe mit zunehmender Miniaturisierung auffällig. Dies ist eigentlich nicht ungewöhnlich, da aufgrund der Miniaturisierung der Prägegeometrie die Profiloberfläche im Verhältnis zum Profilvermögen zunimmt und sich somit der Formänderungswiderstand erhöht [78]. Erstaunlich ist jedoch die Erkenntnis, dass bei einer Kornzahl von $\kappa = 2$ die geringste Profilhöhe erreicht wird und diese bei einer Kornzahl von $\kappa = 1$ wieder leicht ansteigt [77]. Dies ist zum einen dadurch zu begründen, dass die Reibschubspannung, welche bei Körnern mit Kontakt zur Matrizenoberfläche auftritt, der

Gleitbewegung entgegenwirkt. Mit zunehmender Miniaturisierung nimmt der Volumenanteil der Körner mit dieser Gleitbehinderung zu, wodurch der Umformwiderstand ansteigt und die Profilhöhe als Folge dessen abnimmt [63]. Ab einer Kornzahl von $\kappa = 2$ unterliegen alle Körner im Prägeprofil dieser Zwangsbedingung und der Umformwiderstand erreicht ein Maximum [77]. Die zunehmende Profilhöhe bei einer Kornzahl von $\kappa = 1$ wird auf die zunehmende intergranulare und intragranulare Verformung zurückgeführt, welche beim Einkristall leichter als zwischen den Kristallen mit Korngrenzen möglich ist [77].

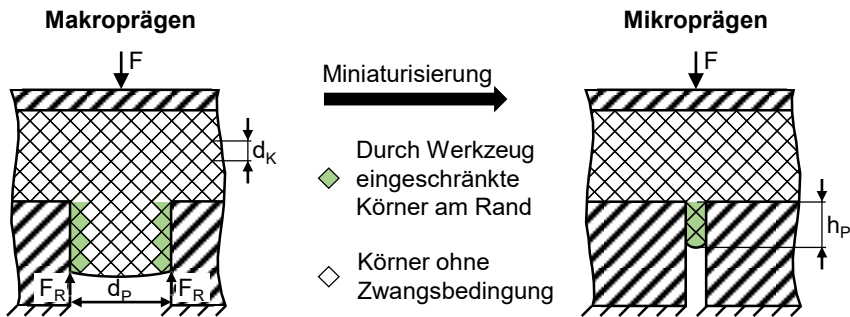


Bild 2: Randschichtmodell zur Erklärung abnehmender Pinhöhen beim Mikroprägen bei geringen Kornzahlen nach [77]

Neben einer inhomogenen Ausformung und einem veränderten Werkstofffluss treten, wie oben beschrieben, beim Voll-Vorwärts-Fließpressen von Mikrobauteilen auch Formabweichungen (z. B. Krümmungen) bei geringen Kornzahlen auf [69]. Diese Art der Größeneffekte kann ebenfalls durch die Ein- und Polykristallplastizitätstheorie erklärt werden. Wenn sich die Kornstruktur mit abnehmender Kornzahl einer Bambusstruktur nähert, ist die individuelle Ausrichtung der einzelnen Körner ausschlaggebend für die lokale Formänderung [55]. Dies konnte durch Parasiz et al. [79] anhand von Mikrohärtemessungen in miniaturisierten Fließpressversuchen mit Messing unterschiedlicher Korngröße nachgewiesen werden. Bei einer geringen Kornzahl war die gemessene Härte im Zentrum höher und die Ausformung deutlich inhomogener als bei einer geringeren Kornzahl. Eine höhere Härte bei einer geringeren Kornzahl steht zunächst scheinbar im Widerspruch zur von Hall [80] und Petch [81] formulierten Hall-Petch-Beziehung aus Gl. (9), welche eine Festigkeitszunahme durch eine Verringerung der Korngröße aufgrund der erschwerten Versetzungsbewegung über Korngrenzen hinweg, beschreibt.

$$\Delta k_{f(K)} = \frac{k_{HP}}{\sqrt{d_K}} \quad (9)$$

Dies ist dadurch zu begründen, dass bei einer geringen Kornzahl die Körner die Wandreibung gut übertragen und in der Mitte des Pins eine hohe Scherverformung und damit eine hohe Kaltverfestigung erfahren [79]. Die stark unterschiedlich ausgeprägte Umformung der einzelnen Körner verbunden mit der hohen Scherbeanspruchung führen zu einer Formabweichung bei den Mikrobauteilen. Dieser Effekt ist für eine Kornzahl von $\kappa = 4$ sehr stark ausgeprägt und bei einer Kornzahl von $k = 24$ nicht nachweisbar [79].

Tribologie

Bei der Skalierung von Umformprozessen in den Mikrobereich unterliegt auch die Reibung Größeneffekten, weshalb es im Vergleich zur Makroumformung zu einer Änderung der Reibzahlen kommt [82]. In einer Vielzahl von wissenschaftlichen Arbeiten wurde eine deutliche Erhöhung der Reibung in Mikroumformprozessen nachgewiesen, wodurch die Werkzeugbeanspruchung und der Verschleiß erhöht wird [83]. Dieser Größeneffekt ist darauf zurückzuführen, dass die Oberflächen von Werkzeug und Werkstück oft nicht im gleichen Maßstab wie das Bauteil mit oder aufgrund technischer Restriktionen nicht korrekt skaliert werden können [64]. Der Wirkmechanismus des Effekts wird mit dem offene/geschlossene Schmieraschenmodell anhand der Oberflächentopographie begründet [67]. Mit Beginn der Umformung werden die Rauheitsspitzen an der Oberflächentopografie plastisch deformiert, wodurch bei Verwendung von Fetten oder Ölen der Schmierstoff, welcher zwischen den Rauheitsspitzen und dem Werkzeug liegt, eingeschlossen wird (geschlossene Schmiertasche) [7]. Mit zunehmender Deformation der Rauheitsspitzen erhöht sich der Druck des Schmierstoffs. Über den hydrostatischen Druck kann die Umformkraft in der Schmiertasche ohne Festkörperkontakt übertragen werden, was zu einer Reduzierung der Reibung in der Wirkfuge führt. Rauheitstäler mit Verbindung zum Probenrand (offene Schmieraschen) sind nicht in der Lage den Schmierstoff einzuschließen und einen hydrostatischen Druck aufzubauen. Dies hat zur Folge, dass im Bereich der offenen Schmieraschen die Umformkraft lediglich über die Rauheitsspitzen, welche im direkten metallischen Kontakt stehen, bei höherem Kontaktdruck übertragen wird. Im Bereich des Probenrandes resultiert aufgrund der Festkörperreibung eine höhere Reibung und Einglättung der Oberfläche.

Diese Theorie konnte von Tiesler [67] mittels Rauheitsmessungen in der Mitte und im Randbereich der Probe bestätigt werden. Tiesler [67] hat zudem die Modellvorstellung der offenen und geschlossenen Schmieraschen erstmals durch Fließpressversuche (kombiniertes Napf-Fließpressen) mit

dem Trockenschmierstoff MoS_2 validiert. Es konnte gezeigt werden, dass die Reibung mit Abnahme der Ausgangsprobenhöhe zunimmt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass gemäß der Modellvorstellung, durch eine Abnahme der Probenhöhe bei gleichbleibender Oberflächentopographie, der Anteil an offenen Schmiertaschen zunimmt [7]. Bei der Verwendung des Festschmierstoffs konnte keine zunehmende Reibung mit abnehmender Probengröße und somit kein Größeneffekt identifiziert werden. Da der Festschmierstoff nicht über den hydrostatischen Druck in den Schmiertaschen funktioniert, bestätigen die Ergebnisse die Modellvorstellung der offenen und geschlossenen Schmiertaschen. Die Theorie wurde in den darauffolgenden Jahren von weiteren Wissenschaftlern verifiziert. So haben beispielsweise Guo et al. [84] für Blechwerkstoffe anhand von skalierten Streifenziehversuchen gezeigt, dass im ungeschmierten Zustand keine veränderte Reibung zwischen den unterschiedlichen Probengrößen auftritt. Im geschmierten Fall konnte ein deutlicher Anstieg der Reibung mit zunehmender Miniaturisierung identifiziert werden. Darüber hinaus konnte festgestellt werden, dass Schmierstoffe mit einer geringeren Viskosität zu einer geringeren Ausprägung des Größeneffekts führen, da ein zähflüssiger Schmierstoff schlechter aus der Wirkfuge in den Randbereichen verdrängt werden kann. Weiterhin wurde durch Vollertsen et al. [85] nachgewiesen, dass die flächenbezogene Schmierstoffmenge in der Mikroumformung einen größeren Einfluss hat als in der Makroumformung. In der Mikroumformtechnik führt eine Erhöhung der Schmierstoffmenge zu einer deutlich ausgeprägteren Abnahme der Reibkraft. Bei Verwendung von Trockenschmierstoffen liegt tendenziell eine höhere Reibung und Prozessstreuung als bei Ölen oder Fetten vor [67]. Zudem ist die Applikation aufgrund der geringen Bauteilgröße und die Reinigung, bedingt durch die hohe Bindungsfestigkeit des Schmierstoffs mit dem Bauteil, herausfordernd. DLC-Beschichtungen oder die Mikrostrukturierung von Bauteilen und Werkzeugen stellen einen vielversprechenden Ansatz dar, die Reibung in Mikroumformprozessen zu reduzieren [86].

Handhabung

In der Massenproduktion mehrstufig kaltumgeformter metallischer Mikrobauerteile ist eine hohe Produktionsrate und eine kurze Transferzeit zwischen den Umformstufen notwendig [7]. Derzeit ist die notwendige präzise Handhabung der filigranen Bauteile aufgrund von Bauteilhaftungen an den Handhabungssystemen eine der wesentlichen Herausforderungen in der Mikromassivumformung [87]. Diese treten bei der Handhabung von Bauteilen mit Abmessungen unterhalb eines Millimeters auf, da hier die Adhäsionskräfte zwischen dem Mikrobauerteil und dem Greifer höher sein

können als deren Gewichtskraft [88]. Die Adhäsionskräfte beruhen auf Elektrostatik, Van-der-Waals-Kräften oder der Oberflächenspannung, welche bei Verwendung von Schmierstoffen noch zusätzlich verstärkt werden. Der Grund für die Dominanz der Adhäsionskräfte gegenüber der Gravitationskraft bei der Handhabung von Mikrobauanteilen ist dadurch zu begründen, dass das Bauteilvolumen (Gl. (10)) zur dritten Potenz seiner Größe und die Bauteiloberfläche (Gl. (11)) nur zur zweiten Potenz proportional ist [59].

$$\text{Bauteilvolumen: } V = l^3 \quad (10) \quad \text{Bauteiloberfläche: } A = l^2 \quad (11)$$

Für einen Würfel oder eine Kugel gelten die Gesetzmäßigkeiten aus Gl. (10) und Gl. (11), woraus bei der Skalierung eine Änderung des Verhältnisses von Oberfläche zu Volumen um den Faktor $1/l$ resultiert. Aber auch für unterschiedliche Abmessungen in den Raumrichtungen gilt, dass die Oberfläche sich im Verhältnis zum Volumen ändert [10]. Bei der Miniaturisierung von Umformprozessen in den Mikrobereich ist somit die Bauteiloberfläche im Verhältnis zum Bauteilvolumen wesentlich größer, weshalb abhängig von der Bauteilgröße und Dichte die Gewichtskraft einen geringeren Betrag als die Adhäsionskräfte aufweist [59]. Dieser Größeneffekt wird durch Vollertsen [9] in die Kategorie der Formeffekte, und dort zur Untergruppe der Balanceeffekte zugeordnet. Eine weitere Herausforderung besteht in der Positionierungsgenauigkeit durch die Handhabungssysteme. Aufgrund der geringen Abmessungen müssen die Mikrobauanteile mit einer Genauigkeit von wenigen Mikrometern in kürzester Zeit transferiert und positioniert werden [7].

Werkzeugpräzision und -beanspruchung

Die Herstellung von präzisen Umformwerkzeugen ist ebenfalls ein Schlüsselfaktor für die Realisierung qualitativ hochwertiger Mikroumformprozesse [89]. Um die notwendige Präzision und Toleranz zwischen den Aktivelementen und dem Werkzeugsystem so gering wie möglich zu halten, werden für mehrstufige Prozessketten oftmals die Werkzeugstufen in einem Schritt, ohne Umspannen gefertigt [54]. Bei der Fertigung der Aktivelemente führen Wärmebehandlungsprozesse meist zu einem Überschreiten der engen Werkzeugtoleranzen, weshalb Mikromassivumformwerkzeuge in der Regel in der Endhärte bearbeitet werden [54]. Durch die hohe Genauigkeit in der μ -EDM und dem MECM, können heute auch hochfeste pulvermetallurgische Stähle und Hartmetallwerkstoffe problemlos bearbeitet werden, welche in der Massivumformung, aufgrund der hohen Werkzeugbeanspruchung, überwiegend eingesetzt werden. Hierbei gilt es jedoch zu beachten, dass die absolute Fertigungstoleranz der Verfahren, zur Herstellung der Werkzeuge im Makro- und Mikrobereich,

identisch ist. Dies hat zur Folge, dass mit zunehmender Miniaturisierung der Werkzeuge die relative Form- und Maßhaltigkeit abnimmt und das Auftreten von Größeneffekten begünstigt [90].

Neben den limitierenden Fertigungs- und Positionierungsgenauigkeiten stellt auch die flächenbezogene Werkzeugbeanspruchung eine große Herausforderung für die Mikromassivumformung dar. Meßner [63] und Tiesler [67] konnten in skalierten Mikrofließpressversuchen mit CuZn_{15} unterschiedlicher Korngröße nachweisen, dass die flächenbezogene Stempelkraft und somit auch die Werkzeugbeanspruchung, sowohl mit zunehmender Miniaturisierung, als auch mit Erhöhung der Korngröße, im Mikrobereich zunimmt. Dieser Effekt, welcher hauptsächlich für den Kraftanstieg verantwortlich ist, konnte von Meßner [63] auf die mit fortschreitender Miniaturisierung zunehmende Wirkflächenreibung zurückgeführt werden. Der Anstieg des Umformwiderstandes in formgebundenen Mikroumformprozessen bei zunehmender Korngröße wird durch die Abnahme der Gleitsysteme begründet [63]. Im Korn ist die Anzahl der Gleitsysteme begrenzt. Da die plastische Formänderung direkt an die Anzahl der Gleitsysteme gebunden ist und durch die seitliche Begrenzung an der Matrizenwand eine Zwangsbedingung vorliegt, führt eine Vergrößerung der Korngröße zu einem erhöhten Formänderungswiderstand [63]. Eine hohe Beanspruchungen kleiner Werkzeugspitzen führt zu einem schnellen Verschleiß und keinem prozesssicheren Betrieb, weshalb in der Mikroumformtechnik Maßnahmen zur Verringerung der Werkzeugbeanspruchungen benötigt werden [91].

2.2.3 Maßnahmen zur Lösung größeneffektbedingter Herausforderungen in der Mikroumformtechnik

Größeneffekte, welche die Festigkeit, das Formänderungsverhalten, die Handhabung und die Werkzeugbeanspruchung beeinflussen, stellen die wesentlichen Restriktionen für die Nutzung der Mikromassivumformung in der Massenproduktion dar [92]. Aus diesem Grund haben sich die wissenschaftlichen Arbeiten in den letzten drei Jahrzehnten damit beschäftigt, Maßnahmen zu erforschen, um diesen Herausforderungen zu begegnen.

Festigkeit und Formänderungsverhalten

Wie oben bereits erläutert, können die Zunahme der Prozessstreuung und die ungleichmäßige Formausbildung in der Mikroumformtechnik auf den inhomogenen Charakter des Kontinuums, welches durch das Verhältnis aus Bauteilabmessung zu Korngröße (Kornzahl) beschrieben werden kann,

zurückgeführt werden [7]. Um auch in der Mikroumformtechnik ein homogenes Umformverhalten des Werkstoffes zu erreichen, gibt es die Bestrebung, mittels ultrafeinkörnigem Gefüge die Kornzahl zu erhöhen [93]. Solche ultrafeinkörnigen Werkstoffe mit Korngrößen $< 1 \mu\text{m}$ können für massive Bauteile mit dem Equal Channel Angular Pressing Verfahren (ECAP) [94] und für Bleche mittels eines kumulativen Walzplattierprozesses, welcher unter dem Begriff Accumulative Roll Bonding (ARB) [95] bekannt ist, hergestellt werden. Diese und weitere Verfahren werden unter der Severe Plastic Deformation (SPD) zusammengefasst und haben gemein, dass durch einen hohen hydrostatischen Druck hohe Umformgrade, je nach Verfahren mit zusätzlich überlagerter Scherdeformation, in das Werkstück eingebracht werden ohne die Geometrie der Halbzeugs zu verändern [96]. Dadurch bildet sich eine ultrafeinkörnige Mikrostruktur aus, welche gemäß der Hall-Petch-Beziehung aus Gl. (9) zu einer erheblichen Festigkeitssteigerung führt.

Rosochowski et al. [93] haben im Jahr 2007 erstmals das Anwendungspotenzial von ultrafeinkörnigem Gefüge in der Mikromassivumformung aufgezeigt. Dabei wurden Napfrückwärtsfließpressversuche mit dem Werkstoff AA1070 mit grobkörnigem Gefüge (mittlere Korngröße $300 \mu\text{m}$) und mit ultrafeinkörnigem Gefüge (mittlere Korngröße $0,6 \mu\text{m}$) durchgeführt. Es konnte nachgewiesen werden, dass durch die ultrafeinkörnige Gefügestruktur ein gleichmäßigerer Werkstofffluss und damit verbunden eine höhere Oberflächengüte resultiert. Zusätzlich konnte durch Mikrohärtmessungen nachgewiesen werden, dass die Härte des Mikrobauteils durch die ultrafeinkörnige Gefügestruktur erhöht und somit die Bauteileigenschaften verbessert werden können. Weiterhin haben Presz und Rosochowski [97] in einem Mikrotiefungsversuch gezeigt, dass durch die Verwendung von ultrafeinkörnigem Gefüge (UFG) die Formfehler und die Oberflächenrauheit im Vergleich zu einem grobkörnigen Gefüge erheblich reduziert werden können. Durch das UFG konnte der Organgenhauteffekt, welcher aufgrund eines ungleichmäßigen Kornflusses auftritt, vollständig vermieden werden. Allerdings führte der Einsatz des UFG auch zu einem Anstieg der Werkzeugbeanspruchung um knapp 50 %. Die homogenere Verformung, eine verbesserte Oberflächenstruktur, sowie die gute Umformbarkeit von UFG Werkstoffen konnte durch Xu et al. [68] in miniaturisierten Mikrostauchversuchen mit reinem Aluminium unterschiedlicher Korngrößen bestätigt werden. Durch die Kaltausformung eines Mikroturbinenrades konnte eindrucksvoll demonstriert werden, dass UFG Werkstoffe zur Ausformung von Mikrokavitäten geeignet sind [98]. Weiterhin

konnte gezeigt werden, dass im Gegensatz zur Kaltverfestigung bei konventionellen Korngrößen bei UFG eine mechanische Entfestigung vorliegt [68]. Dieses Entfestigungsverhalten mit zunehmender Umformung wird durch das Auslösen von Versetzungen aufgrund des hohen Anteils an Großwinkelkorngrenzen begründet [68]. Dhal et al. [65] konnten auch für die Blechumformung in Mikronapfziehversuchen mit Werkstoffen konventioneller Korngröße und UFG Werkstoffen nachweisen, dass für das UFG die Prozessstreuung minimal ist und die Mikrobauteile eine höhere Oberflächenqualität und Formgenauigkeit besitzen. Die verbesserte Mikroumformbarkeit, die gleichmäßige Umformung und die homogene Dehnungsverteilung von UFG Werkstoffen konnte auf die hohe Korngrenzflächendichte und die damit verbundene Aktivierung von Plastizitätsphänomenen, wie die Korngrenzenwanderung und Kornrotation auf mikroskalenebene, zurückgeführt werden.

Handhabung von Mikrobauteilen

Um die Mikromassivumformung metallischer Mikrobauteile für die Massenfertigung nutzbar zu machen, müssen auch die derzeit limitierenden Herausforderungen hinsichtlich der Handhabung gelöst werden [92]. Fearing [88] hat bereits im Jahr 1995 in seiner Übersicht von Anhaftungseffekten bei der Handhabung von Mikrobauteilen potenzielle Maßnahmen abgeleitet, um die Neigung zum Anhaften an Greifersystemen zu reduzieren. Zu diesen Maßnahmen gehören die Reduktion der Kontaktfläche durch kugelförmige Greifer oder eine hohe Oberflächenrauheit, die Verwendung von Greifermaterialien mit einer geringen Kontaktpotenzialdifferenz zum Bauteil, die Nutzung harter Greifermaterialien und eine trockene Atmosphäre [88]. Eine trockene Arbeitsumgebung scheint zunächst nicht zielführend zu sein, da Schmierstoffe notwendig sind, um die hohe Reibung und den damit verbundenen Werkzeugverschleiß in der Mikroumformung zu reduzieren [99]. Sämtliche anderen Maßnahmen wurden darauffolgend in zahlreichen Forschungsarbeiten aufgegriffen, technisch umgesetzt und hinsichtlich der erreichbaren Genauigkeit und Taktrate analysiert [83].

Die ersten Entwicklungen von Mikrobauteilhandhabungssystemen für die Mikroumformtechnik wurden 2001 durch den Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT) publiziert [7]. Der Ansatz lag dabei auf der Verkleinerung der Greiferkontaktfläche durch einen mechanischen Irisgreifer und einen Sauggreifer. Mit Prototypen ist es gelungen, rotationssymmetrische Mikrobauteile bis zu einem Durchmesser von 0,5 mm mit einer Taktrate von 250 Bauteilen pro Minute bei einer Positionierungsgenauigkeit zwischen 5-15 µm auf einer Länge von 25 mm zu positionieren [7]. Die derzeit

bekannten Mikrogreifersysteme basieren im Wesentlichen auf den Prinzipien der Reibung, Pneumatik und Magnetismus. Eine übersichtliche Zusammenstellung ist in der Arbeit von Sanchez-Salmeron [100] gegeben. Zur Erhöhung der Flexibilität wird eine Kombination aus den unterschiedlichen Greiferprinzipien empfohlen [100]. Neben den Greifersystemen werden auch noch Mikrohandhabungssysteme mit hoher Positioniergenauigkeit benötigt. Mit dem grob-zu-fein Ansatz und dem Einsatz eines direkten hochpräzisen Handhabungssystems gibt es zwei potenzielle Strategien, um dies zu realisieren. Erstere beruht darauf, dass ein konventionelles Handhabungssystem mit geringer Positionierungsgenauigkeit für lange Transportwege genutzt wird, auf welchem ein weiteres hochpräzises Handhabungssystem mit geringem Arbeitsraum vor dem Greifersystem montiert wird [100]. Beim direkten Antrieb wird die hohe Bewegungsaufösung im Submikrometerbereich durch Schrittmotoren und Trägheitsantriebe erreicht [101]. Trotz der enormen Fortschritte und der zahlreich im Labormaßstab vorhandenen technischen Lösungen stellt die Mikrohandhabungstechnik weiterhin ein Schlüsselproblem in der Massenumformung mehrstufig hergestellter Mikromassivbauteile dar, da eine flexible und hochpräziser Anlagentechnik noch nicht verfügbar ist [100].

Werkzeugbeanspruchung (Tribologie)

Die erhöhte Werkzeugbeanspruchung bei der Mikroumformung ist maßgeblich auf die größe-effektbedingte erhöhte Reibung zurückzuführen, weshalb die Reibungsreduktion das Ziel zahlreicher Forschungsarbeiten ist [99]. Um der Problematik der offenen Schmiertaschen zu begegnen, geht der Trend hin zu Werkzeugbeschichtungen [86]. Wang et al. [102] haben an skalierten Streifenpressversuchen mit unterschiedlichen tribologischen Bedingungen gezeigt, dass die DLC-Beschichtung beim kleinsten Bauteil bessere tribologische Eigenschaften gezeigt hat als Öl. Flosky und Vollertsen [103] haben allerdings in Mikronapfziehversuchen beobachtet, dass Werkzeugwerkstoffe mit DLC-Beschichtung durchaus auch eine geringere Standzeit als der gleiche Werkstoff im unbeschichteten Zustand aufweisen können. Dieses unerwartete Materialverhalten konnte auf die vorhandenen Karbide im Werkzeugstahl zurückgeführt werden, welche bei mechanischer Beanspruchung zum lokalen Bruch der DLC-Schicht führen. Aus diesem Grund ist eine Prüfung der Beschichtungseignung einzelner Werkzeugstähle unerlässlich. Auch die Verwendung einer höheren Schmierstoffmenge scheint ein vielversprechender Ansatz zu sein. Vollertsen et al. [85] konnten in skalierten Streifenziehversuchen belegen, dass in der Mikroumformtechnik die Reibung mit zunehmender Schmier-

stoffmenge stärker abnimmt als im Makrobereich. Eine weitere Möglichkeit zur Verringerung der Versagenswahrscheinlichkeit und zur Erhöhung der Standzeit bietet die Verwendung von hochfesten Hartmetallwerkstoffen [89]. Feinstkornsorten der Klasse K01 erreichen heutzutage eine Druckfestigkeit von bis zu 8500 MPa [104].

2.3 Mikromassivumformung vom Band

Die für mehrstufige Mikromassivumformprozesse notwendigen hochpräzisen Mikrohandhabungssysteme sind kostenintensiv und reduzieren die theoretisch mögliche Taktrate einer Schnellläuferpresse [100]. Im Gegensatz zur Mikromassivumformung ist die Handhabung in der Mikroblechumformung für mehrstufige Umformprozesse weniger herausfordernd, da hier die Bauteile in der Regel mit dem Bandmaterial bis zur letzten Stufe verbunden bleiben [89]. Somit muss in der Mikroblechumformung lediglich das Blechband transferiert und positioniert werden, was präzise über Positionierungsstifte und am Blechrand schergeschnittene Positionierungslöcher realisiert werden kann [89].

Vor diesem Hintergrund hat Hirota [11] im Jahr 2007 mit dem direkten Fließpressen von metallischen Pin-Strukturen aus der Blechebene eine neue Prozessstrategie vorgestellt, um die Vorteile der Mikroblechumformung für die mehrstufige Mikromassivumformung nutzbar zu machen. Bei dieser Prozessstrategie bleibt das Mikrobauteil bis zur letzten Umformstufe mit dem Blechband verbunden, weshalb die Handhabung analog zur Mikroblechumformung erfolgen kann [11]. Allerdings ergeben sich durch diese Prozessstrategie neue Herausforderungen, da aufgrund der fehlenden seitlichen Begrenzungen am Blechrand auch ein Werkstofffluss in der Blechebene resultiert, welcher wiederum die Genauigkeit, die erreichbare Formänderung und die Materialausnutzung negativ beeinträchtigt [105]. Der unerwünschte, nach außen in die Blechebene gerichtete, Werkstofffluss ist vor allem in der ersten Prozessstufe, dem Anhäufen von Werkstoff für die nachfolgenden Umformstufen, dominant und von zahlreichen Einflussgrößen abhängig [11]. Hirota [11] hat bereits bei der Vorstellung des Prozesses die Einflüsse unterschiedlicher Randbedingungen, wie das Verwenden bzw. Weglassen eines Niederhalters und einer seitlichen Stoffflussbegrenzung, den Rondendurchmesser und die Stempelindringtiefe auf die resultierende Pinhöhe analysiert. Bei den Untersuchungen wurde ein Blech aus reinem Aluminium mit einer Dicke von 2 mm verwendet. Der Pindurchmesser betrug 1 mm. In numerischen Simulationen konnte beobachtet werden, dass sich während der Umformung eine Scherzone

zwischen den Rändern des Stempels und der Matrize bildet [11]. Das Material innerhalb der Scherzone wird in die Matrize fließgepresst und führt damit zu einem erwünschten Werkstofffluss in Richtung Kavität [11]. Das Material außerhalb der Scherzone fließt dominant in die Blechebene, was hinsichtlich der Materialausnutzung als unerwünschter Werkstofffluss zu bewerten ist [11]. Die höchste Werkstoffausnutzung, welche durch den Quotienten aus verdrängten Werkstoffvolumen und Pinvolumen beschrieben werden kann, wird für die Randbedingung mit Niederhalter und seitlicher Begrenzung erreicht [11]. Eine vollständige seitliche Begrenzung ist allerdings in einem seriennahen Prozess nicht realisierbar [106]. Aber auch bereits die Verwendung eines Niederhalters führt zu einer deutlichen Steigerung der Pinhöhe bei identischer Stempelleindringtiefe [107]. Beim Einsatz eines Niederhalters ohne seitliche Begrenzung begünstigt eine größere Ronde den Werkstofffluss in den Pin [11]. Im Bereich der Umformzone um den Pin wurden von Hirota [11], Stellin [106] und Ghassemali et al. [108] eine werkstoffflussbedingte lokale matrizeseitige Aufwölbung detektiert. Diese kann durch die Verwendung eines Niederhalters mit ausreichend Kraft aber nahezu verhindert werden [107]. Hirota [11] hat in numerischen Simulationen darüber hinaus gezeigt, dass die Materialflussgeschwindigkeit im Zentrum des Pins deutlich höher als an der Matrizenwandung ist und mit zunehmender Stempelleindringtiefe inhomogener wird. Ab dem Überschreiten einer Stempelleindringtiefe von 75 % der Blechdicke führt diese Inhomogenität zum Ablösen des Werkstoffs vom Stempel und damit zu einer unerwünschten Trichterausformung [11].

Die Formfüllung beim Fließpressen von Mikropin-Strukturen aus der Blechebene erfolgt während des Prozesses nicht linear [108]. Der Prozess kann nach Ghassemali et al. [108] in drei charakteristische Bereiche untergliedert werden. Im ersten Abschnitt befinden sich die Umformkräfte auf einem geringen Niveau und steigen aufgrund der elastischen Formänderung linear an, bis die plastische Formänderung einsetzt [108]. Im zweiten Bereich kommt es zu einem linearen Kraftanstieg, da hier aufgrund des geringeren Kraftbedarfs das Stauchen gegenüber dem Pin-Fließpressen dominant ist. In diesem Bereich fließt der Werkstoff überwiegend unerwünscht nach außen in die Blechebene [108]. Bei Erreichen des dritten Abschnitts steigt die Umformkraft stark an und das Pin-Fließpressen überwiegt, da die Kraft zum Fließpressen geringer als die benötigte Stauchkraft ist [108]. Vor diesem Hintergrund kann der Prozess annähernd als Vermengung eines Stauch- und Fließpressprozesses verstanden werden.

Bedingt durch die inhomogene Umformung während des Prozesses weist der fließgepresste Pin nach der Umformung eine ungleichmäßige Gefügeverzerrung und Härteverteilung auf [109]. Bisherige Untersuchungen haben gezeigt, dass es Gefügebereiche im Pin gibt, welche stark verzerrt sind und wiederum Andere, welche nahezu im Ausgangszustand verbleiben und als „Dead-zone“ (DZ) bezeichnet werden [109]. Die Entstehung dieser Bereiche kann auf die Reibung zwischen dem Bauteil und den Umformwerkzeugen sowie auf die überwiegende Scherumformung zurückgeführt werden [109]. Zu Prozessbeginn existieren je eine anliegende DZ am Stempel und gegenüberliegend an der Matrize [109]. Mit zunehmendem Stempelhub nähern sich die beiden Zonen an und verschmelzen zu einer matrizenseitig liegenden DZ, welche mit zunehmendem Stempelhub in den Randbereich des fließgepressten Pins wandert und inhomogene Bauteileigenschaften hervorruft [109]. Bei ausreichender Verringerung des Stempeldurchmessers kann die Verschiebung der DZ in die Kavität vermieden werden, weshalb dann homogenere Pin-Eigenschaften resultieren [109]. Darüber hinaus können durch eine Verringerung der Kornzahl homogenere Bauteileigenschaften erzielt werden, da eine größere Versetzungszellengröße die Entstehung von DZ verzögert und somit Scherbänder minimiert werden [110]. Gashemali et al. [110] geben zu bedenken, dass durch DZ hervorgerufene weiche Bereiche ungünstig für das Einsatzverhalten des Mikробauteils sind. Dies mag zutreffend sein, jedoch dient das Werkstoffanhäufen in Form einer Pin-Struktur aus der Blechebene für die mehrstufige Mikromassivumformung zur Bereitstellung von Material für die weiteren Umformstufen. Eine undeformierte weiche Zone kann für diese Anwendung aufgrund des höheren Formänderungsvermögens und der geringeren Werkzeugbeanspruchung von Vorteil für die weiteren Umformstufen sein [111].

Ghassemali et al. [105] hat die Einflüsse unterschiedlicher Stempeldurchmesser, Matrizendurchmessers und Matrizeneinlaufradien auf den Werkstofffluss und die Pin-Eigenschaften mit einem reinen Kupferwerkstoff analysiert. Durch die Erhöhung des Verhältnisses zwischen Stempeldurchmesser und Matrizendurchmesser kann die Pinhöhe bei gleichbleibender Stempel Eindringtiefe erheblich gesteigert werden. Dieser Zusammenhang wird durch die Untersuchungsergebnisse von Lim et al. [112] ebenfalls für Kupfer und von Hirota und Michitsuji [107] auch für kleine Aspektverhältnisse für Reinaluminium bestätigt. Bei Erhöhung dieses Verhältnisses bleibt die Werkzeugbeanspruchung annähernd konstant [107]. Auch der Werkstoffzustand hat einen großen Einfluss auf die Werkstoffausnutzung.

So haben Stellin et al. [106] mit sauerstofffreiem Kupferwerkstoff festgestellt, dass der Werkstoff in walzharter Güte dominanter in den Pin fließt als für den weichgeglühten Zustand. Dabei konnte mit dem walzharten Kupfer eine Erhöhung der Werkstoffausnutzung um bis zu 18 % erzielt werden [106]. Dieser Zusammenhang wurde auch durch Hirota [107] für das Reinaluminium AA1050 nachgewiesen. Lim et al. haben hingegen bei einem vergleichbaren Pindurchmesser von 0,8 mm keine Beeinflussung der Pin-ausformung in Abhängigkeit des Materialzustands feststellen können [112]. Lediglich bei einem Pindurchmesser von 0,3 mm ist der Effekt in Erscheinung getreten, weshalb es einen Zusammenhang der Ausprägung des Effekts mit dem Aspektverhältnis zu geben scheint [112].

Neben den genannten Einflussgrößen hat auch die Blechdicke einen Einfluss auf die Aufteilung des Werkstoffflusses. Stellin et al. [106] konnten zeigen, dass eine Abnahme der Blechdicke zu einer erheblichen Steigerung der Werkstoffausnutzung führt. Die Zunahme der Werkstoffausnutzung ist abhängig vom Gefügestand und wurde bei Kupfer für den walzharten Zustand maximal und betrug, bei einer Verringerung der Blechdicke von 3 mm auf 1 mm, ungefähr 318 % [106]. Vor diesem Hintergrund und aus Aspekten der Ressourcenschonung haben Ghassemali et al. [113] Berechnungsansätze zur Bestimmung der kritischen Blechdicke angestrebt, ab welcher das Fließpressen des Pins dominiert. Beim Fließpressen von Pin-Strukturen aus der Blechebene konnten keine typischen Größeneffekte identifiziert werden [110].

Meng et al. [114] haben die grundsätzliche Durchführbarkeit der mehrstufigen Mikromassivumformung vom Blech in einem vierstufigen Prozess, bestehend aus Fließpress- und Scherschneidstufen, zur Herstellung eines mehrfachgeflanschten Holzzylinders demonstriert. Dabei konnte für den mehrstufigen Prozess ebenfalls nachgewiesen werden, dass eine Verringerung der Korngröße zu einer homogeneren Ausformung, einem geringeren Kanteneinzug und einer verbesserten Geometrie Genauigkeit führen [114].

2.4 Zusammenfassende Bewertung

Umformtechnische Verfahren bieten auch bei der Massenproduktion metallischer Mikrobauteile technologische, ökonomische und ökologische Vorteile gegenüber alternativer Technologien. Die Herstellung von Mikroformwerkzeugen kann mittels Mikro-Funkenerosion und Mikro-Elektrochemischen Abtragens in ausreichender Genauigkeit erfolgen. Durch das Herunterskalieren von Bauteilen und Prozessen in den Mikrobereich kommt es allerdings aufgrund von invarianten Größen zum Auftreten von

Größeneffekten, welche eine Übertragung des Prozesswissens nicht ohne Weiteres erlauben. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass diese Größeneffekte das Werkstoff-, das Prozessverhalten, das Werkzeug und die Maschine beeinflussen [67]. Aus diesem Grund haben sich die Forschungsarbeiten der letzten zwei Jahrzehnte damit beschäftigt, die Problemfelder in der Mikroumformtechnik abzubauen. So können Größeneffekte beispielsweise durch den Einsatz ultrafeinkörniger Werkstoffe verringert oder auch die Reibung und damit die Werkzeugbeanspruchung durch spezielle Beschichtungssysteme reduziert werden. Eine große Restriktion hinsichtlich der Massenfertigung komplexer metallischer Mikromassivbauteile besteht jedoch auch in der Handhabung zwischen den Umformstufen. Hier bietet die Mikromassivumformung aus der Blechebene einen vielversprechenden Lösungsansatz, bei welchem die bereits industriell bewährten Handhabungsvorteile der Mikroblechumformung auch in der Mikromassivumformung genutzt werden können. Bei diesem innovativen Prozess handelt es sich jedoch um einen teilweise formungebundenen Umformprozess, bei welchem der Werkstofffluss und somit die Materialausnutzung und die erreichbare Formgebung von zahlreichen Einflussparametern abhängig ist. Dieser Herausforderung haben sich Wissenschaftler in der jüngsten Vergangenheit gestellt und konnten dabei einige Wirkzusammenhänge dieser Einflussparameter identifizieren. Zur Anwendung der Mikromassivumformung aus der Blechebene in der Massenproduktion ist es erforderlich die Ursachen für den komplexen Werkstofffluss und mögliche Stellgrößen grundlegend zu erforschen und zu verstehen [115]. In der ersten Umformstufe des Stoffanhäufens in Form einer rotationssymmetrischen Pin-Struktur konnten bislang keine Größeneffekte identifiziert werden. Zur Bewertung, ob die verfahrensbedingte Vorverformung des Werkstoffs auch in der Lage ist Größeneffekte für darauffolgende Umformstufen zu reduzieren und zur Definition von Verfahrensgrenzen sind weitere Forschungsanstrengungen notwendig. Dieses Verständnis wird benötigt, um Material und Energie einzusparen, die Werkzeugbeanspruchung zu reduzieren und die Eigenschaften der Mikrobauteile gezielt einstellen zu können.

3 Zielsetzung und methodische Vorgehensweise

Aus dem Stand der Technik wird deutlich, dass aufgrund einer kontinuierlich anhaltenden Miniaturisierung technischer Systeme mit mikroelektrischen und mikromechanischen Funktionen ein steigender Bedarf an komplizierten, funktionsintegrierten metallischen Mikrobauteilen existiert. Gegenüber anderen Verfahren bietet die Umformtechnik in der Massenfertigung technologische, ökonomische und ökologische Vorteile. Derzeit ist die mehrstufige Mikromassivumformung in der industriellen Anwendung, bedingt durch Größeneffekte und dem aufwendigen Teiletransport zwischen den Umformstufen, allerdings stark limitiert. Im Labormaßstab wurde mit der Mikromassivumformung aus der Blechebene bereits ein vielversprechendes Verfahren zur Erleichterung des Teiletransports erfolgreich untersucht. Bedingt durch die fehlende seitliche Begrenzung bestehen bei dieser Prozessroute jedoch neue Herausforderungen, da ein Werkstofffluss in die Blechebene resultiert. Dieser Materialfluss wirkt sich auf die Genauigkeit, die erreichbare Formänderung sowie die Werkstoffausnutzung aus. Dies wurde bislang nur durch partielle Analysen im Stand der Technik untersucht. In diesem Kontext besteht die übergeordnete Zielsetzung der vorliegenden Arbeit in der Erarbeitung eines grundlegenden Prozessverständnisses zum Kaltfließpressen metallischer Pin-Strukturen aus der Blechebene im Makro- und Mikrobereich. Dadurch soll ein gesellschaftlicher Mehrwert geschaffen werden, indem die Mikromassivumformung zur Massenfertigung metallischer Mikrobauteile nutzbar gemacht wird. Für die Prozessanalyse wird ein kombinierter experimentell-numerischer Ansatz genutzt, mit welchem ein hoher Erkenntnisgewinn bei einem zeitlich und wirtschaftlich sinnvollen Versuchsumfang generiert werden soll. Um die prinzipielle Machbarkeit der Prozesskette zu bewerten liegt der Fokus stets auf der Analyse der Herstellbarkeit, der Prozesssicherheit und der Materialausnutzung. Die der Arbeit zugrundeliegende methodische Vorgehensweise ist in Bild 3 dargestellt.

Um eine ausreichend hohe Prognosegüte des im Rahmen dieser Arbeit genutzten kombiniert experimentell-numerischen Forschungsansatzes zu erreichen, ist zunächst die umfassende Charakterisierung der Versuchswerkstoffe sowie der vorherrschenden tribologischen Bedingungen erforderlich. Die in den Laborversuchen ermittelten Kennwerte sollen als Eingangsparameter für die numerische Prozesssimulation genutzt werden. Zur Entwick-

lung und Auslegung des Werkzeugsystems für die experimentellen Untersuchungen soll der Referenzprozess mittels einer FE-Software modelliert und berechnet werden. Die Ergebnisse sollen im Anschluss zur Definition der Prozessrandbedingungen und zur technischen Umsetzung des Werkzeugsystems verwendet werden. Um das Simulationsmodell für die numerische Prozessanalyse zu qualifizieren, soll die Prognosegüte durch einen qualitativen und quantitativen Abgleich zwischen den numerischen Ergebnissen und den experimentellen Versuchsdaten sichergestellt werden.

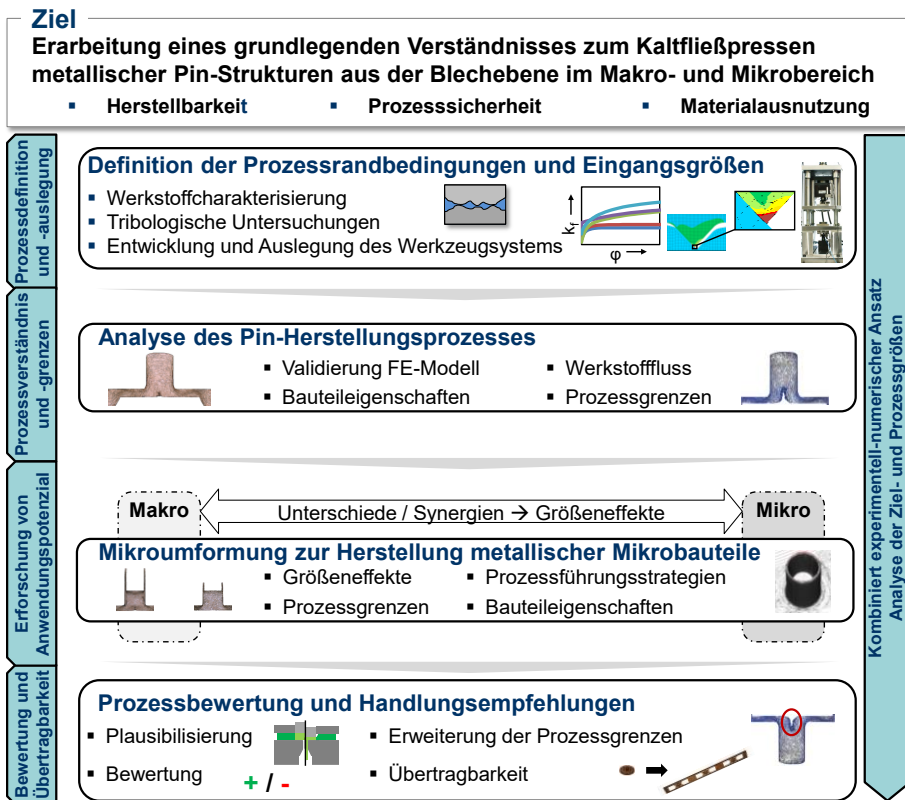


Bild 3: Methodische Vorgehensweise und Schwerpunkte der Arbeit

Der erste Untersuchungsschwerpunkt der Arbeit besteht darin, ein grundlegendes Verständnis für das Pin-Fließpressens aus der Blechebene ohne Einflüsse von Größeneffekten zu schaffen. Aus diesem Grund beschränkt sich der Einsatz des kombiniert experimentell-numerischen Forschungsansatzes vorerst auf Abmessungen im Makrobereich, bei welchen das Auftreten von Größeneffekten, gemäß dem Stand der Technik, ausgeschlossen werden kann. Zunächst soll das validierte FE-Modell genutzt werden, um mittels numerischer Simulationen ein tiefgreifendes Prozessverständnis zu

erarbeiten. Ziel ist es, die funktionalen Zusammenhänge zwischen den werkstück-, werkzeug-, und prozesseitigen Einflussparametern auf die Zielgrößen Pinhöhe, Werkstoffausnutzung, Blechaufweitung und Trichter- ausformung (Prozessgrenze) während des Pin-Fließpressens aus der Blech- ebene zu identifizieren. Um ein grundlegendes Verständnis für den Werk- stofffluss zu schaffen sollen anschließend die Ursachen-Wirkzusammen- hänge durch die Rückführung auf Modellvorstellungen unter Berück- sichtigung der zugrundeliegenden physikalischen Effekte plausibilisiert werden. Zur Verifikation der numerisch erarbeiteten Erkenntnisse sollen einzelne Parameterkonfigurationen anhand von experimentellen Versu- chen stichprobenartig überprüft werden. Da die Vielzahl an Prozessein- flussparametern effiziente Analysemethoden zur Reduktion der Untersu- chungszeit erfordern, soll die Prozessanalyse zunächst auf rotationssym- metrische Blechroten als Halbzeug begrenzt werden.

Die Fragestellung, ob und inwiefern der im Pin angehäuften und vorverfestigte Werkstoff in weiteren Umformstufen weiterverarbeitet werden kann, stellt den zweiten Untersuchungsschwerpunkt der Arbeit dar, um zukünftige Anwendungspotenziale des Prozesses bewerten zu können. Zur Beant- wortung der Fragestellung sollen experimentell Näpfe mit unterschiedlichen Wandstärken aus den kaltverfestigten Pin-Strukturen fließgepresst und dabei der Werkstofffluss sowie die Werkzeugbeanspruchung analysiert werden.

Aufbauend auf den Ergebnissen im Makrobereich stellt die Untersuchung der Eignung des Prozesses zur Herstellung metallischer Mikrobauteile den dritten Untersuchungsschwerpunkt der Arbeit dar. Um dies zu analysieren soll der Prozess in den Mikrobereich skaliert werden. Durch eine geometrische Skalierung gemäß der Ähnlichkeitstheorie soll die Identifikation von Größeneffekten ermöglicht werden. Im Fokus der Untersuchungen steht dabei die Fragestellung, inwiefern Größeneffekte, welche die Prozesssi- cherheit und Bauteilgenauigkeit negativ beeinflussen, durch eine prozess- bedingte Kornfeinung während des Pin-Fließpressens reduziert, beziehungsweise verhindert werden können. Da derzeit erhältliche FE-Modell keine Größeneffekte berücksichtigen können, sollen diese Untersuchungen ausschließlich experimentell durchgeführt werden.

Ein weiteres Teilziel der Prozessanalyse besteht in der Bewertung, ob eine mehrstufige Umformung vorteilhaft hinsichtlich der Materialausnutzung und der erzielbaren Formenvielfalt ist. Vor diesem Hintergrund soll die Herstellbarkeit der für die Prozessanalyse ausgewählten rotationssymmet-

rische Demonstratorgeometrie, welche aus einem Pin mit Napf besteht, sowohl durch einen zweistufigen als auch durch einen kombinierten Pin-Napf-Fließpressprozess, ähnlich dem Voll-Vorwärts-/Napf-Vorwärts-Fließpressen, analysiert werden. In Bezug auf die teilweise formungebundene Umformung soll untersucht werden, welche Auswirkungen ein durch die Prozessführungsstrategie lokal veränderter Formänderungswiderstand auf den Werkstofffluss und damit auf die Materialausnutzung sowie die erreichbare Napfhöhe hat.

Zur erfolgreichen Implementierung der Prozesskette in der Mikroproduktionstechnik ist es erforderlich, das Mikrobauteil in einem letzten Prozessschritt vom Trägerblech zu trennen. Die Untersuchung dieser Scherschneidstufe stellt deshalb den vierten Untersuchungsschwerpunkt dieser Arbeit dar. Neben der grundsätzlichen Machbarkeit der Scherschneidstufe sollen die erreichbare Qualität der Schnittkante und die Werkzeugbeanspruchung beim Schneiden des extrem kaltverfestigten Werkstoffs unterhalb des Stempels analysiert werden.

Abschließend sollen die wissenschaftlichen Erkenntnisse der Untersuchungsschwerpunkte dieser Arbeit systematisch zusammengeführt werden. Ziel ist es potenziellen Anwendern geeignete Maßnahmen zur Erhöhung der Werkstoffausnutzung und zur Erweiterung der Prozessgrenzen zu empfehlen. Hierfür soll anhand der identifizierten Wirkzusammenhänge ein Prozessfenster zum Pin-Fließpressen aus der Blechebene abgeleitet werden. Darüber hinaus soll durch die Entwicklung geeigneter Anbindungsstrategien der für die Untersuchungen genutzten rotationssymmetrischen Ronden an Blechstreifen die Übertragbarkeit der erarbeiteten Grundlagen auf einen kontinuierlichen Serienprozess zur Massenproduktion metallischer Mikrobauteile sichergestellt werden.

4 Verwendete Werkstoffe, Versuchsanlagen, Prüfverfahren und Methoden

Im folgenden Kapitel werden die eingesetzten Blechwerkstoffe, die Halbzeuherstellung sowie die tribologischen Verhältnisse beschrieben. Des Weiteren werden die verwendete Prozessstrategie sowie die analysierten unterschiedlichen Prozessführungsstrategien vorgestellt. Darüber hinaus wird die Funktionsweise des modular aufgebauten Werkzeuges für die experimentellen Umformversuche der mehrstufigen Massivumformung aus der Blechebene auf Makro- und Mikroebene beschrieben. Abschließend wird für den kombiniert experimentell-numerischen Ansatz der reale Werkzeugaufbau in ein FE-Modell überführt.

4.1 Eingesetzte Werkstoffe

Für die grundlagenwissenschaftlichen Untersuchungen im Makro- und Mikrobereich wurde der sauerstofffreie Kupferwerkstoff Cu-OFE mit einem Kupferanteil von mindestens 99,99 % verwendet. Aufgrund der einphasigen Gefügestruktur eignet sich dieses Material gut als Modellwerkstoff für die Grundlagenuntersuchungen im Mikrobereich. Durch die hohe Reinheit mit weniger als 0,0005 % Sauerstoff und dem Fehlen oxidischer Einschlüsse erreicht der Werkstoff gemäß dem „International Annealed Copper Standard“ (IACS) eine Leitfähigkeit von mindestens 101 %. Dadurch ist der Werkstoff ideal für kritische elektronische Bauteile mit höchsten Anforderungen an die Leitfähigkeit geeignet und hat somit einen hohen Anwendungsbezug für elektronische Mikrobaueteile [116]. Weiterhin besitzt der Werkstoff eine hervorragende Kaltverformbarkeit, weshalb er für die hochgradige plastische Verformung, welche in der Mikromassivumformung aus der Blechebene vorliegt, geeignet ist (P10). Um Einflüsse von Materialchargenschwankungen bei der Identifikation von Größeneffekten ausschließen zu können, wurde der Werkstoff von der Aurubis AG speziell für diese Untersuchungen im Makro- und Mikrobereich aus der gleichen Schmelze entnommen. Für den Makrobereich stand eine Blechdicke von 1,32 mm und für den Mikrobereich von 0,47 mm zur Verfügung. Bedingt durch die von der Aurubis AG gelieferten Blechstärken errechnet sich der Größenmaßstab für die Prozessskalierung aus deren Quotient (Gl. 12).

$$\lambda = \frac{\text{Blechdicke (Mikro)}}{\text{Blechdicke (Makro)}} = \frac{0,47 \text{ mm}}{1,32 \text{ mm}} = 0,356 \quad (12)$$

Aufgrund der unterschiedlichen Stichabnahmen und der damit verbundenen unterschiedlichen Vorverfestigungen von 83 % ($s_0 = 1,32 \text{ mm}$) und 86 % ($s_0 = 0,47 \text{ mm}$) sind abhängig von der Blechdicke abweichende Materialeigenschaften, wie Festigkeit, Anisotropie oder auch eine andere Korngröße und -form, zu erwarten. Da unterschiedliche Werkstoffeigenschaften zwischen der Haupt- und Modellausführungen zu Fehlinterpretationen hinsichtlich der Identifikation von Größeneffekten führen können, wird das Material vor der Umformung, mit dem Ziel identische Werkstoffeigenschaften für beide Blechdicken zu erreichen, wärmebehandelt (Rekristallisationsglühen). Die Wärmebehandlung wurde in einem Heißwand-Retortenofen NR 40/11 (Fa. Nabertherm, Lilienthal) unter einer Argon Schutzgasatmosphäre bei einer Temperatur von $650 \text{ }^\circ\text{C}$ durchgeführt. Die Zieltemperatur wurde für eine Stunde konstant gehalten. Im Anschluss erfolgte eine langsame Ofenabkühlung über mehrere Stunden unter Beibehaltung der Schutzgasatmosphäre.

Zur Bestimmung der Kornabmessungen und der mittleren Korngröße wurden Gefügeaufnahmen angefertigt, welche in Bild 4 für den walzharten Anlieferungszustand sowie den wärmebehandelten Zustands in Abhängigkeit der Blechdicke in 0° zur Walzrichtung exemplarisch dargestellt sind. Aufgrund der besseren Sichtbarkeit wurde das Gefüge mittels Elektronenrückstrahlbeugung (EBSD) im Rasterelektronenmikroskop Merlin Gemini 2 VP Compact 6143 (Fa. Carl Zeiss AG; Oberkochen) aufgenommen.

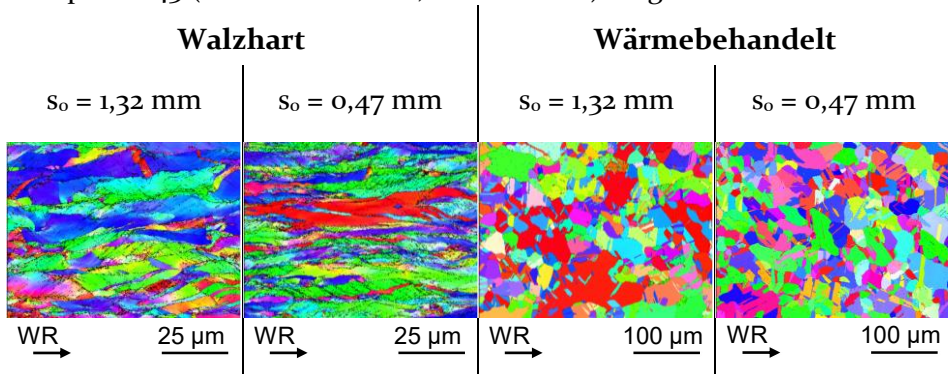


Bild 4: EBSD Gefügeaufnahmen des Cu-OFE Werkstoffs im Querschnitt orientiert in 0° zur Walzrichtung

In den Aufnahmen ist die Anisotropie der Körner durch die lang gezogene Orientierung in Walzrichtung im walzharten Zustand deutlich zu erkennen. Bedingt durch die größere Stichabnahme ist diese für das dünnere Blech stärker ausgeprägt. Nach der Wärmebehandlung ist die Walzrichtung anhand der Form der Körner nicht ersichtlich, da die Körner in allen

Raumrichtungen vergleichbare Abmessungen besitzen. Auch ein Unterschied der Korngrößen zwischen den Blechdicken ist nach dem Rekristallisationsglühen optisch nicht mehr feststellbar. Da anhand der geätzten Schliffbilder die einzelnen Körner, insbesondere im walzarten Zustand, aufgrund der geringen Größe schwierig zu messen sind, wurden die EBSD-Messungen auch zur Bestimmung der Korngröße genutzt. Hierfür wurden Aufnahmen über die Blechdicke in 0° und 90° zur Walzrichtung angefertigt. Die Bestimmung der Korngröße erfolgte in Anlehnung an das Linienschnittverfahren nach DIN EN ISO 643 [117]. Die Abmessungen der Körner sowie die Orientierung sind in Bild 5 dargestellt. Aufgrund der geringen Bildgröße ist die Standardabweichung der Korngröße verhältnismäßig hoch. Trotz der hohen Streuung ist anhand der mittleren Korngröße die deutlich homogenere Kornform für den wärmebehandelten Zustand erkennbar. Die mittlere Korngröße für das wärmebehandelte Cu-OFE beträgt $24 \pm 14 \mu\text{m}$ ($s_o = 1,32 \text{ mm}$) beziehungsweise $28 \pm 18 \mu\text{m}$ ($s_o = 0,47 \text{ mm}$).

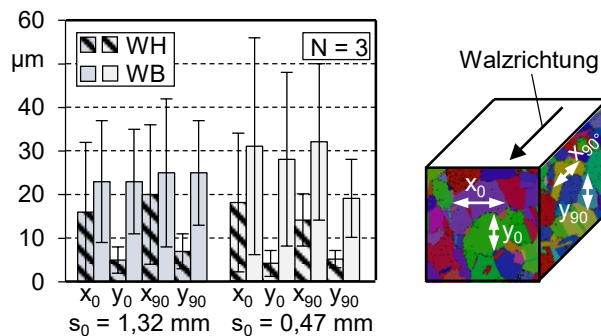


Bild 5: Mittels EBSD-Messungen bestimmte Korngrößen der Cu-OFE Werkstoffe nach [P2]

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften und zur Berechnung von Fließkurven für die numerische Prozesssimulation wurden Zugversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [118] auf einer Universalprüfmaschine Z100 (Fa. ZwickRoell GmbH & Co. KG; Ulm) durchgeführt. Für alle Zugversuche wurde die Zugprobengeometrie Form E gemäß DIN 50125 [119] mit einer Anfangsmesslänge von 50 mm verwendet. In Tabelle 1 sind die Streckgrenze, die Zugfestigkeit und die Gleichmaßdehnung in Abhängigkeit des Materialzustands und der Blechdicke zusammengefasst. Anhand der Kennwerte ist ersichtlich, dass die Duktilität des Werkstoffs und damit auch die Umformbarkeit durch die Wärmebehandlung deutlich zunehmen. Die Streckgrenze wird gegenüber dem walzarten Werkstoff um circa 90 % reduziert, bei gleichzeitiger Erhöhung der Bruchdehnung um ungefähr 1850 %.

Tabelle 1: Mechanische Eigenschaften von Cu-OFE in Abhängigkeit des Gefügestands und der Blechdicke, N = 3

Zustand:	s_0 (mm)	k_{fo} (MPa)	R_m (MPa)	A_{50} (%)
Walzhart	$0,47 \pm 0,01$	$394 \pm 3,9$	$401 \pm 1,8$	$0,8 \pm 0,2$
Walzhart	$1,32 \pm 0,03$	$374 \pm 0,4$	$378 \pm 0,1$	$0,5 \pm 0,0$
Wärmebehandelt	$0,47 \pm 0,01$	$46 \pm 2,1$	$229 \pm 0,7$	$44,3 \pm 1,0$
Wärmebehandelt	$1,32 \pm 0,03$	$40 \pm 0,0$	$230 \pm 0,7$	$43,9 \pm 0,4$

Um das Fließverhalten für höhere Dehnungen experimentell zu bestimmen, wurde das optische 3D-Dehnungsmesssystem Aramis (Fa. Carl Zeiss GOM Metrology GmbH; Braunschweig) verwendet. Zur Erzielung einer genaueren Materialmodellgüte bei der Fließkurvenextrapolation für die numerischen Simulationen wurden die Fließkurven im Bereich der Einschnürung anhand der Methode von Merklein und Gödel [120], ausgewertet. Die aus den Zugversuchen ermittelten Fließkurven sind in Bild 6 dargestellt.

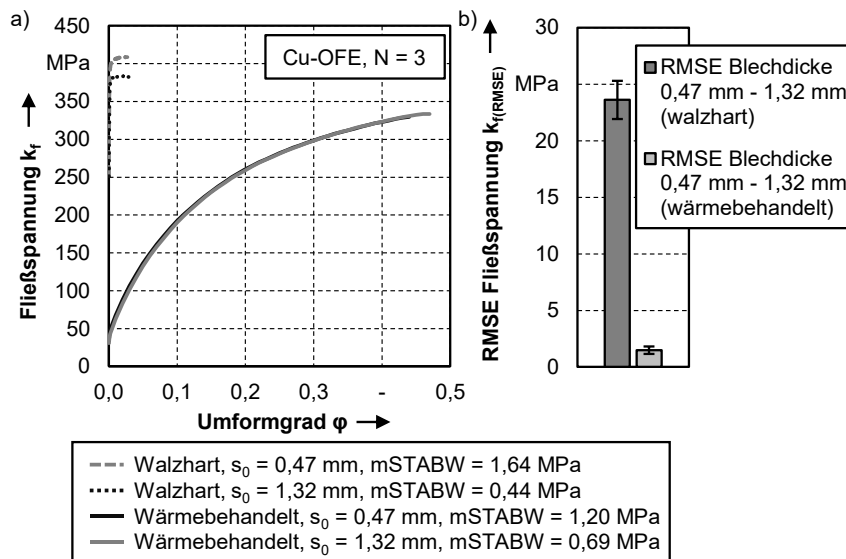


Bild 6: a) Fließkurven des Cu-OFE aus Zugversuchen in 0° zur Walzrichtung, b) RMSE der Fließspannung zwischen den beiden Blechdicken $s_0 = 0,47$ mm und $s_0 = 1,32$ mm

Analog zu den Gefügaufnahmen aus Bild 4 ist ersichtlich, dass diese im walzharten Zustand stärker voneinander abweichen als im wärmebehandelten Zustand. Durch die stärkere Vorverfestigung liegt die Fließkurve für

Cu-OFE-WH für $s_0 = 0,47$ mm auf einem höheren Niveau. Für den wärmebehandelten Kupferwerkstoff kann hingegen keine Abweichung zwischen den Blechdicken detektiert werden. Zur quantitativen Beurteilung der Ähnlichkeit des Verfestigungsverhaltens wird in Abhängigkeit der Blechdicke die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme (RMSE) für beiden Werkstoffzuständen berechnet. Der RMSE-Wert ist für Cu-OFE-WH mit $23,61 \pm 1,69$ MPa deutlich höher als für Cu-OFE-WB $1,48 \pm 0,33$ MPa. Im Rahmen der Messgenauigkeit kann somit das Materialverhalten des Cu-OFE-WB und die Gefügestruktur für beide Blechdicken als identisch bewertet werden. Vor diesem Hintergrund wird das wärmebehandelte Kupfer in dieser Arbeit als Referenzwerkstoff eingesetzt, da hier die Einflüsse blechdickenabhängiger Materialeigenschaften bei der Identifikation von Größeneffekten ausgeschlossen werden können. Zur Modellierung des elastischen Materialverhaltens wurde das Elastizitätsmodul des Kupferwerkstoffs mittels des Resonanzverfahrens in Anlehnung an DIN EN 843-2 [121] bestimmt. Dieses beträgt 129 ± 7 GPa ($N = 6$).

Zur Gewährleistung der Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus den Untersuchungen mit dem walzarten und wärmebehandelten Kupferwerkstoff auf andere Werkstoffe unterschiedlicher Festigkeit mit einem stark abweichenden elastisch-plastischen Materialverhalten wurde das Pin-Fließpressen (Makro) auch für den Stahlwerkstoff DCo4, der Aluminiumlegierung AA6016 im lösungsgeglühten (W) und kalt ausgelagerten (T4) Zustand, sowie dem TWIP-Stahl T1000 analysiert. Durch diese unterschiedlichen Werkstoffe kann nahezu jedes für Anwendungen interessante Materialverhalten analysiert werden. Die mechanischen Kennwerte aus den Zugversuchen in 0° zur Walzrichtung sind in Tabelle 2 und die Fließkurven im Diagramm in Bild 7 zusammengefasst.

Tabelle 2: Mechanische Eigenschaften von AA6016-W, AA6016-T4, DCo4 und T1000 (TWIP-Stahl); $s_0 = 1,32$ mm, $N = 3$

Werkstoff:	k_{fo} (MPa)	R_m (MPa)	A_{50} (%)
AA6016-W	$77 \pm 1,1$	$197 \pm 1,7$	$52 \pm 2,1$
AA6016-T4	$108 \pm 2,7$	$230 \pm 0,0$	$48 \pm 0,6$
DCo4	$181 \pm 0,5$	$320 \pm 0,5$	$65 \pm 2,5$
T1000	$507 \pm 4,3$	$1103 \pm 5,8$	$75 \pm 4,7$

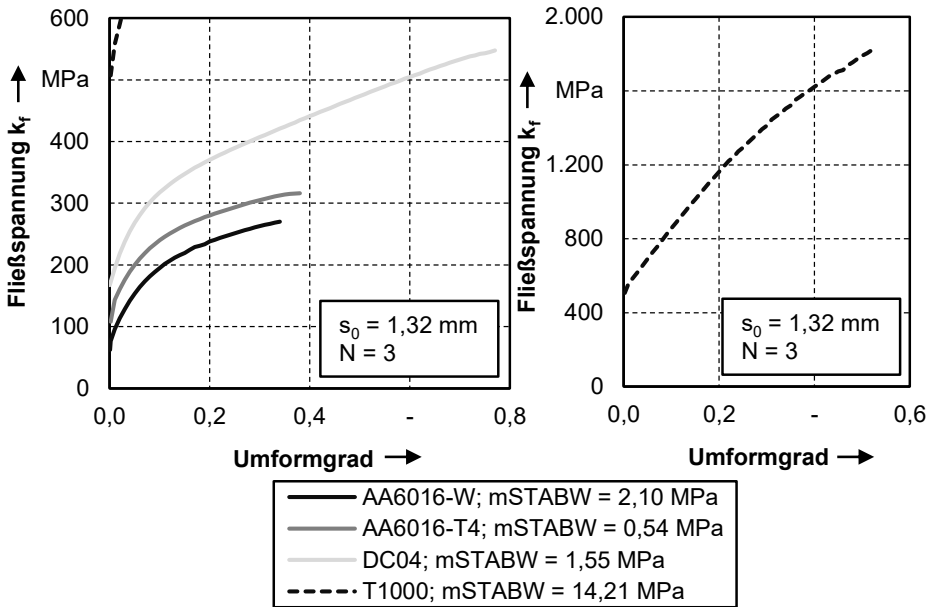


Bild 7: Fließkurven der Werkstoffe AA6016-W, AA6016-T4, DC04 und T1000 (TWIP-Stahl) aus Zugversuchen in 0° zur Walzrichtung

Die Forschungsarbeiten im Stand der Technik zeigen deutlich, dass es ab Unterschreiten einer Kornzahl von $\kappa < 10$ zum Auftreten von Größeneffekten in der Mikroumformtechnik kommt [9]. Aus diesem Grund wurden in der Vergangenheit vermehrt Werkstoffe mit UFG zur Minimierung dieser skalierungsbedingten Effekte untersucht [97]. Im Rahmen dieser Arbeit soll ebenfalls die Möglichkeit beleuchtet werden, Größeneffekte mittels UFG-Werkstoffen zu reduzieren, um deren Potenzial für die analysierte Prozesskette abzuschätzen. Motiviert durch die Mikromassivumformung vom Band wurde der UFG-Werkstoff durch einen kontinuierlichen ARB-Prozess, gemäß der Methode von Herrmann und Merklein [122], in vier Durchgänge hergestellt. Dabei entsteht ein 16 lagiger Werkstoff mit ultrafeinkörnigem Gefüge. Als Grundmaterial kommt die schnellaushärtende Aluminiumknetlegierung AA6014 im lösungsgeglühten Zustand zum Einsatz. Hierfür wurde das AA6014 bei einer Temperatur von 545°C für 15 Minuten gehalten und anschließend für 20 Sekunden in Wasser abgeschreckt. Die Fließkurven aus dem Zugversuch sowie die Gefügeaufnahmen für den lösungsgeglühten (W) und 16-lagigen (ARB) Zustand sind in Bild 8 dargestellt. Im Schlibbild des AA6014-W sind Ausscheidungen zu erkennen, da aufgrund der notwendigen Zeit für die Probenpräparation und die Gefügebildaufnahme der W-Temper-Zustand nicht aufrechterhalten werden kann. Die Umformung des AA6014-W erfolgte aber stets im W-Temper-

Zustand innerhalb von 5 Minuten nach dem Lösungsglühen. Durch den kumulativen Walzprozess kann die mittlere Korngröße von $21\ \mu\text{m}$ auf $0,64\ \mu\text{m}$ verringert werden, wodurch ein ultrafeinkörniges Gefüge vorliegt (P₉). Das UFG führt gemäß der Hall-Petch-Beziehung aus Gl. (9) zu einer deutlichen Festigkeitssteigerung.

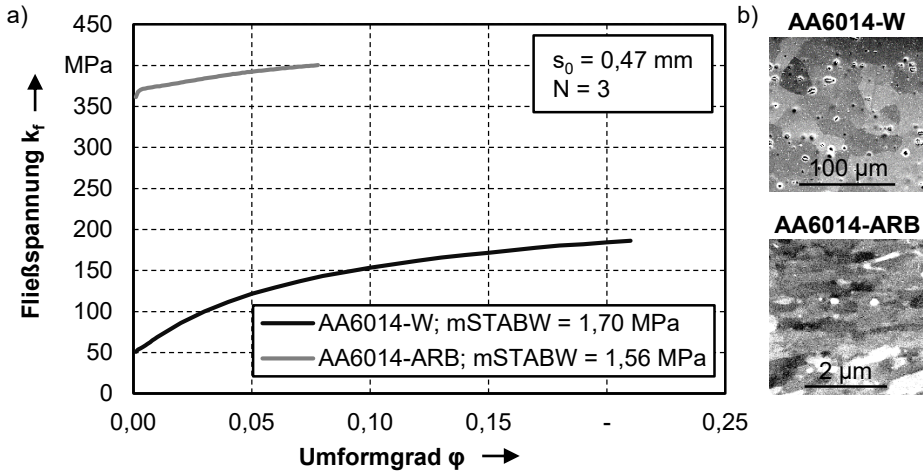


Bild 8: a) Fließkurven von AA6014 im lösungsgeglühten (W) und ultrafeinkörnigem (ARB) Zustand sowie b) Gefügeaufnahmen

Dies zeigt sich auch in den mechanischen Eigenschaften in Tabelle 3. Bedingt durch den ARB-Prozess wird die Streckgrenze um 681 % und die Zugfestigkeit um 245 % gesteigert. Die Bruchdehnung ist hingegen um 86 % reduziert.

Tabelle 3: Mechanische Eigenschaften von AA6014 in Abhängigkeit des Gefügestands; $s_0 = 0,47\ \text{mm}$; $N = 3$

Zustand:	k_{fo} (MPa)	R_m (MPa)	A_{50} (%)
AA6014-W	$54 \pm 2,2$	$152 \pm 1,9$	$25,0 \pm 2,4$
AA6014-ARB	$368 \pm 1,7$	$372 \pm 1,4$	$3,4 \pm 0,2$

4.2 Tribologische Versuchsbedingungen

Auch bei den tribologischen Versuchsbedingungen wurden mit der trockenen und der geschmierten Umformung zwei Extremwerte gewählt, um eine gute Übertragbarkeit der Ergebnisse für unterschiedliche tribologische Systeme zu gewährleisten. Als Schmiermittel kam das Fließpressöl

Dionol ST V 1725-2 (Fa. MKU-Chemie GmbH; Rödermark) mit einer Flächenbenetzung von mindestens 10 g/m^2 zum Einsatz. Die arithmetische Mittenrauheit beträgt für die Werkzeuge durchschnittlich $R_a = 0,12 \text{ }\mu\text{m}$ und für den Referenzwerkstoff Cu-OFE $R_a = 0,35 \text{ }\mu\text{m}$.

Aufgrund des vergleichbaren Beanspruchungskollektivs mit nahezu identischen Kontaktdrücken in der Umformzone während der Mikromassivumformung aus der Blechebene wurde die Reibung zunächst in Zapfenpressversuchen charakterisiert (P1). Die geringen Zapfenhöhen, kombiniert mit der Messunsicherheit sowie einer nicht validierbaren numerischen Identifikation, führen im Zapfenpressversuch jedoch zu einer geringen Sensitivität und einer hohen Anzahl an möglichen Fehlerquellen. Zudem kann dieser Test nur zur Identifikation von über den Prozess gemittelten Reibzahlen oder Reibfaktoren genutzt werden. Um diesen Restriktionen zu begegnen, wurde mit dem Ein-Plättchen-Stauchversuch ein neuer Versuch zur Reibungscharakterisierung entwickelt (P7). Mit dieser Methode ist es möglich in nur einem Versuch kontaktdruckabhängige Reibzahlen und Reibfaktoren für ein tribologisches System zu ermitteln. Zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten werden die experimentell gemessenen Kraft-Weg-Daten in einem numerisch ermittelten Nomogramm, bestehend aus Kraft-Weg-Kurven für unterschiedliche Reibungskoeffizienten, geladen. Anschließend erfolgt für jeden Datenpunkt die Zuordnung der experimentellen Kraft-Weg-Kurve zum entsprechenden Reibungskoeffizienten. Das numerische Modell kann für den reibungsfreien Fall analytisch anhand der aus den Zugversuchen ermittelten Fließkurve validiert werden. Der Ein-Plättchen-Stauchversuch reagiert aufgrund des geringen Stauchverhältnisses und der direkten Messung der Stauchkraft als Bewertungsgröße sehr sensitiv auf Veränderungen des tribologischen Systems. Bedingt durch die hohen Umformgrade beim Pin-Fließpressen und dem anschließenden Napf-Fließpressen wird für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit das Reibfaktormodell genutzt. Für den Referenzwerkstoff Cu-OFE wurde ein Reibfaktor von $m = 0,029 \pm 0,006$ (geschmiert) und $m = 0,354 \pm 0,080$ (trocken) ermittelt (P7).

4.3 Halbzeugherstellung

In allen durchgeführten Labortests wurden Ronden und Blechbandgeometrien verwendet, welche mittels Mikro-Präzisions-Wasserstrahl-schneiden hergestellt wurden. Durch diese Art der Halbzeugfertigung kann mit einer Schneidgenauigkeit von $\pm 10 \text{ }\mu\text{m}$ eine hohe Präzision bei gleich-

zeitig geringer Gratbildung an der Schnittkante realisiert werden. Weiterhin bietet dieses Verfahren den Vorteil, dass keine thermischen Belastungen in den Werkstoff eingebracht und damit verbundene Gefügeveränderungen ausgeschlossen werden können. Der Referenzwerkstoff Cu-OFE wurde, wie oben bereits beschrieben, in den vom Hersteller bereitgestellten Blechdicken verwendet. Um die Einflüsse der Werkstoffe und der Werkstoffzustände auf das Pin-Fließpressen zu untersuchen, ist es notwendig, auch die Vergleichswerkstoffe in den Blechdicken 1,32 mm zu prüfen, da sonst die beobachteten Effekte des Werkstoffs nicht von der Blechdicke isoliert werden können. Die verschiedenen Werkstoffe sind leider nicht im gewünschten Nennmaß am Markt verfügbar, weshalb die Bleche von beiden Seiten in gleichem Maße auf das Nennmaß von 1,32 mm geschliffen wurden. Zur Gewährleistung einer vergleichbaren Oberflächentopographie und Tribologie erfolgte die finale Oberflächenbearbeitung für alle Werkstoffe mit dem gleichen Schleifpapier mit einer Körnung von P800.

4.4 Prozessstrategie und -führung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die in Bild 9 schematisch dargestellten Umformstrategien aus der Blechebene zur Herstellung der Demonstratorgeometrie – ein rotationssymmetrischer Pin mit Napf – analysiert. Die Prozesskinematik des zweistufigen Pin-Fließpressen und anschließenden Napf-Fließpressen, dem einstufigen kombinierten Pin-Napf-Fließpressen sowie dem Separieren des Bauteils mittels Scherschneiden, werden im Folgenden beschrieben.

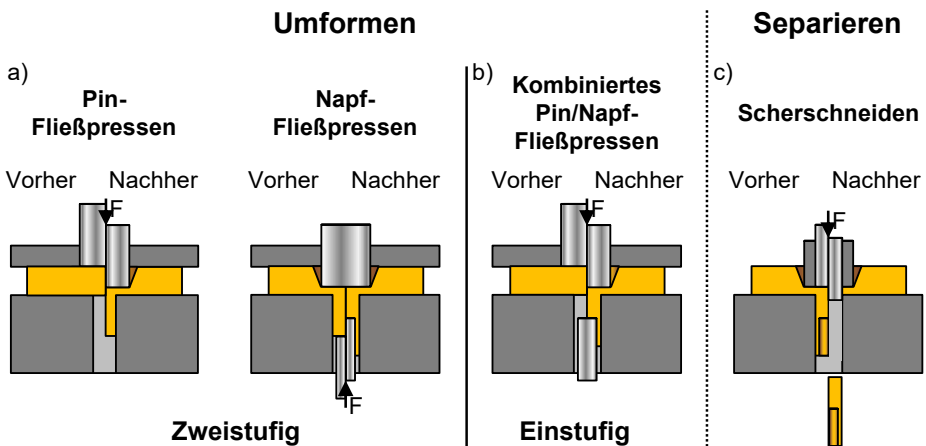


Bild 9: a) Zweistufige und b) einstufige Umformstrategie des Demonstratorbauteils sowie c) Separierung des Mikrobauteils mittels Scherschneiden nach [P8]

Zweistufiges Umformen (Bild 9a)

Im zweistufigen Prozess zur Herstellung des Demonstratorbauteils wird in der ersten Stufe mittels Pin-Fließpressen eine Materialanhäufung in Form eines rotationssymmetrischen Pins realisiert. Das Material im Pin dient als Halbzeug für die nachfolgende Umformstufe. Das Werkzeugsystem besteht in dieser Prozessstufe aus einer Matrize, einem Niederhalter und einem Fließpressstempel. Zu Beginn des Prozesses wird das Werkstück axial durch den Niederhalter fixiert, um ein Aufwölben des Bleches durch die Umformung zu verhindern. Anschließend wird der Fließpressstempel nach unten bewegt, wodurch ein Werkstofffluss axial und radial in die Matrize als auch radial nach außen in die Blechebene hervorgerufen wird. Ziel dieser Umformstufe ist es, den Werkstofffluss in die Kavität zu erhöhen, um möglichst viel Material für weitere Umformstufen bei minimalen Werkstoffeinsatz bereitzustellen. In der zweiten Prozessstufe wird mittels Napf-Fließpressen ein Napf auf den vorgeformten Pin aus der ersten Prozessstufe ausgeformt. Hierfür bleibt das Werkzeugsystem nach der ersten Umformstufe geschlossen. Während des Prozesses bewegt sich der untere Fließpressstempel bis zur gewünschten Restpindhöhe nach oben, wodurch ein Napf ausgeformt wird.

Einstufiges Umformen (Bild 9b)

Beim kombinierten Pin-Napf-Fließpressen wird das Demonstratorbauteil in nur einer Umformstufe hergestellt. Dabei ist der Prozessablauf ähnlich dem Pin-Fließpressen. Der einzige Unterschied besteht in der festen Positionierung des unteren Fließpressstempels im Bereich der Umformzone. Durch das Ausformen des Pins wird beim Erreichen des unteren Stempels ein Napf ausgeformt. Mit der einstufigen Variante wird im Rahmen dieser Arbeit untersucht, ob die Materialausnutzung und die Bauteilumformung durch die mehrstufige Mikromassivumformung aus der Blechebene gesteigert werden kann.

Separieren (Bild 9c)

In der dritten Prozessstufe wird das Demonstratorbauteil mittels Scherschneiden vom Blechhalbzeug getrennt. In dieser Prozessstufe besteht das Werkzeug aus einem angepassten Niederhalter und einem Scherschneidstempel. Nach der axialen Fixierung des Bleches bewegt sich der Scherschneidstempel nach unten, wodurch das Mikrobauteil vom Trägerblech abgeschnitten und nach unten ausgeworfen wird.

Zur Erlangung grundlagenwissenschaftlicher Erkenntnisse wurden die Untersuchungen zunächst vereinfacht an rotationssymmetrischen Ronden

durchgeführt. Dabei wurden die Einflüsse von prozess-, werkzeug- und werkstückseitigen Parameter auf die Ausformung der Bauteile systematisch analysiert. Zur Gewährleistung der Übertragbarkeit der Ergebnisse von der Blechronde auf das Blechband wurden Anbindungsstrategien der Ronde an das Blechband entwickelt, welche zu möglichst geringen Abweichungen gegenüber den Ergebnissen mit Ronde führen (Bild 10).

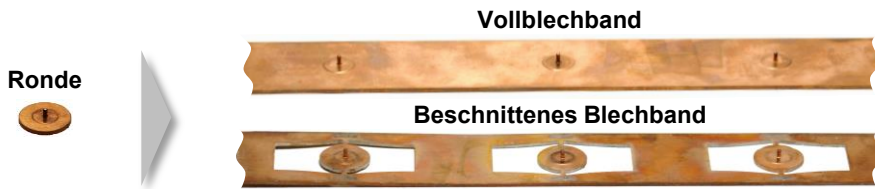


Bild 10: Untersuchung der Übertragbarkeit der grundlagenwissenschaftlichen Ergebnisse von Blechchronen auf Blechband

4.5 Aufbau und Funktionsweise des mehrstufigen modularen Werkzeugsystems

Für die experimentelle Umsetzung der in Bild 9 dargestellten Umformstrategien im Makro- und Mikrobereich kam ein dreifachwirkendes modulares Werkzeugsystem (Bild 11) zum Einsatz, welches eine separate Bewegung der Fließpressstempel und des Niederhalters ermöglicht. Das Werkzeug ist für den Einbau und Betrieb auf der Universalprüfmaschine Z100 (Fa. Zwick-Roell GmbH & Co. KG; Ulm) konzipiert, welche eine präzise Einstellung von Kraft und Geschwindigkeit ermöglicht. Die Ober- und Unterwerkzeuge werden mit Hydraulikzylindern (Fa. AHP Merkle GmbH; Gottenheim) angetrieben. Der maximale Betriebsdruck der Hydraulik beträgt 400 bar und kann am Hydraulikaggregat stufenlos eingestellt werden. Damit erreicht der obere Hydraulikzylinder mit einem Kolbendurchmesser von 80 mm eine maximale Umformkraft von 200 kN, der Untere mit einem Kolbendurchmesser von 50 mm dementsprechend 80 kN. Der Stempelhub wird mechanisch über Weganschläge begrenzt, welche mittels Unterlagsfolien mit einer Abstufung von 20 µm eingestellt werden können. Die Umformgeschwindigkeiten der beiden Werkzeuge können durch die zwei verbauten 2-Wege-Stromregelventile vom Baureihentyp 20 D (Fa. Schiedrum Hydraulik Nachfolge GmbH; Düsseldorf) unabhängig voneinander reguliert werden. Die Ventile mit eingebauter Druckwaage regeln den eingestellten Volumenstrom, unabhängig der durch die Umformung eingebrachten Druckänderungen, in der Ablaufleitung selbstständig konstant. Für die Durchführung der Versuche wurde sowohl im Makro- als auch im

Mikrobereich eine konstante langsame (quasi-statische) Stempelgeschwindigkeit von 5 mm/min gewählt. Dies ist für Kaltumformprozesse mit kleinen Stempelgeschwindigkeiten zulässig, da hier dynamische und thermische Effekte vernachlässigt werden können und der Zeitmaßstab τ frei gewählt werden kann [61]. Der Niederhalter ist über vier massive Stahlsäulen starr mit der Universalprüfmaschine verbunden, wodurch der anfängliche Niederhalterdruck über die Software der Prüfmaschine eingestellt werden kann. Vor Beginn der Umformung wird die Niederhalterkraft aufgebracht und anschließend die Niederhalterposition lagegeregelt gehalten. Zur Gewährleistung einer hohen Präzision sind sowohl die Platten des Ober- und Unterwerkzeugs, als auch der Niederhalter über Säulenführungen geführt. Zur Einhaltung der kleinen Toleranzen ($< 3 \mu\text{m}$) sind die Fließpressstempel darüber hinaus zusätzlich im Niederhaltereinsatz (Pin-Fließpressen) und in der Matrize (Napf-Fließpressen) geführt.

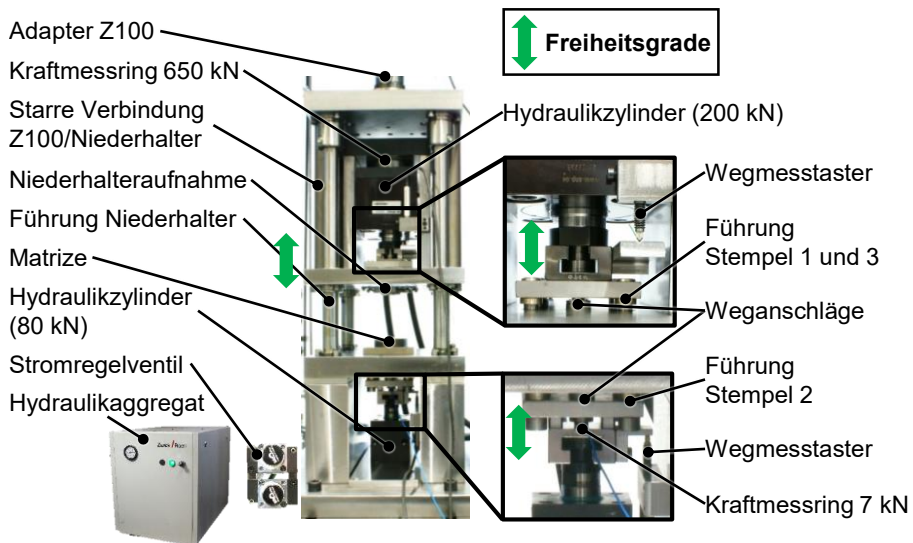


Bild 11: Dreifachwirkendes modulares Werkzeugsystem zum mehrstufigen Umformen und Scherschneiden im Makro- und Mikrobereich

Zur Erfassung der Stempelwege während der Umformung sind im Ober- und Unterwerkzeug zwei inkrementale Messtaster mit einer Messgenauigkeit von $1 \mu\text{m}$ (Fa. Dr. Johannes Heidenhain GmbH; Traunreut) verbaut. Zur Messung der Umformkräfte wird für das Oberwerkzeug der Kraftmessring 9081B mit einer Nennkraft von 650 kN (Fa. Kistler Instrumente GmbH, Sindelfingen) und für das Unterwerkzeug der Kraftmessring HBM Typ CLB mit einer Nennkraft von 7 kN (Fa. HBM Deutschland, Darmstadt) verwen-

det. Für eine hohe Messgenauigkeit wurden die Kraftmessringe für die jeweiligen Kraftbereiche in der Makro- und Mikroumformung kalibriert. Die Wiederholgenauigkeit und die Linearitätsabweichung der piezoelektrischen Sensoren beträgt maximal $\pm 1\%$.

Für einen gleichmäßig verteilten radialen Werkstofffluss müssen die rotationssymmetrischen Halbzeuge mittig im Werkzeug platziert werden. Um dies zu gewährleisten, werden Positionierungsschablonen eingesetzt (Bild 12a), welche vor Versuchsbeginn wieder entfernt werden (Bild 12b).

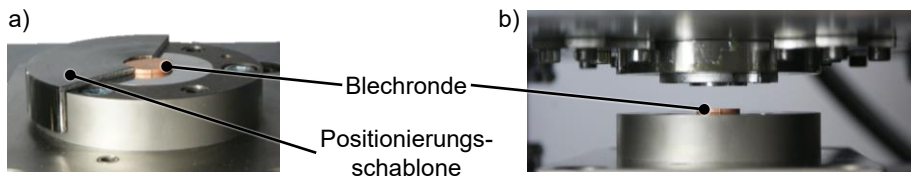


Bild 12: a) Mittiges Einlegen der Ronde durch Positionierungsschablone, b) Prozessablauf ohne Positionierungsschablone

Zur Identifikation und Analyse von Größeneffekten ist es erforderlich, den Prozess exakt geometrisch zu skalieren. Aus diesem Grund wurde das Werkzeug so modular aufgebaut, dass ein Wechsel der aktiven Werkzeulemente (Niederhaltereinsetze, Fließpressstempel und Scherschneidstempel) von der Modellausführung (M) auf die Hauptausführung (m), ohne Genauigkeitsverluste in Bezug auf die Ausrichtung der Werkzeuge, möglich ist. Sämtliche relevanten Abmessungen und Prozessparameter für den Makro- und Mikrobereich sind in Bild 13 schematisch dargestellt. Die zugehörigen Zahlenwerte sind in Tabelle 4 aufgelistet.

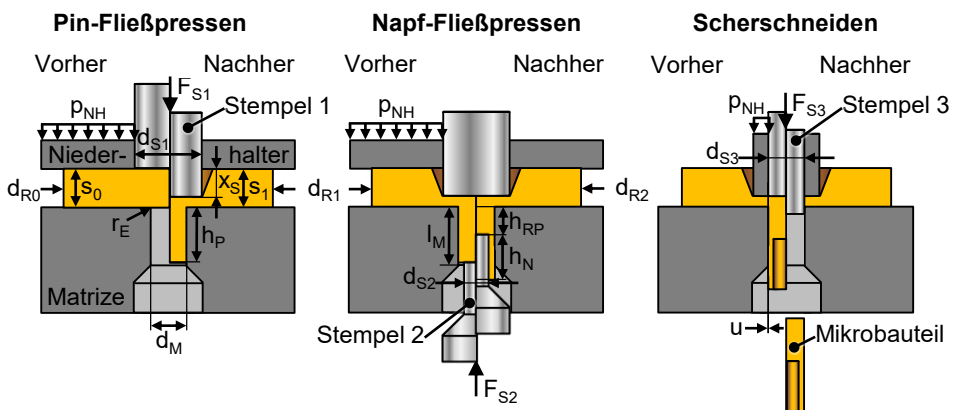


Bild 13: Schematische Darstellung der relevanten Abmessungen und Prozessparameter für das mehrstufige Fließpressen aus der Blechebene sowie das Scherschneiden nach [P9]

Tabelle 4: Relevante Abmessungen und Prozessparameter für das mehrstufige Fließpressen und Scherschneiden aus der Blechebene im Makro- und Mikrobereich

Parameter			Makro (M)	Mikro (m)
Prozesseitige Einflussgrößen				
Relativer Stempelhub	x_s/s_o	(%)	variabel	variabel
Niederhalterdruck	p_{NH}	(MPa)	variabel	variabel
Werkstückseitige Einflussgrößen				
Blechdicke	s_o	(mm)	1,32	0,47
Rondendurchmesser	d_R	(mm)	15,00	5,34
Restpinhöhe	h_{RP}	(mm)	variabel	variabel
Werkzeugseitige Einflussgrößen				
Stempeldurchmesser 1	d_{S1}	(mm)	4,00	1,42
Stempeldurchmesser 2	d_{S2}	(mm)	0,920; 1,120	0,328; 0,399
Stempeldurchmesser 3	d_{S3}	(mm)	1,200	0,430
Matrizendurchmesser	d_M	(mm)	1,32	0,47
Einlaufradius	r_E	(mm)	0,14	0,05
Matrizenlänge	l_M	(mm)	2,80	1,00
Schneidspalt	u	(μm)	60	20
Ringzacke			ohne / mit	ohne / mit

Die Matrizendurchmesser für (M) und (m) haben im Experiment die gleiche Größe wie die verwendeten Blechdicken. Der Rondendurchmesser für (M) wurde in Anlehnung an die Arbeit von Stellin [123] auf 15 mm festgelegt. Die restlichen Abmessungen und Geometrien der aktiven Werkzeugelemente wurden mit dem numerischen Modell von Kraus et al. (P2) im Hinblick auf eine möglichst hohe Werkstoffausnutzung bestimmt und für (m) mit dem Skalierungsfaktor aus Gl. (12) miniaturisiert.

Beim Fließpressen machen die Werkzeugkosten einen erheblichen Anteil der Herstellungskosten eines Fließpressteils aus, weshalb eine kostengünstige Herstellung und die Erzielung einer hohen Standzeit Zielvorgaben sind [6]. Die Herstellung von Mikroumformwerkzeugen ist aufgrund den kleinen geometrischen Abmessungen und der erforderlichen Toleranz eine weit größere Herausforderung als bei konventionellen Werkzeugen, weswegen zur Verringerung des Aufwands und der Kosten stets eine Vereinfachung der Werkzeuggeometrie angestrebt werden sollte [124]. Aus diesem Grund wurden für die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit Normalien der Firma Fibro GmbH verwendet. Diese sind im Vergleich zu aufwendig hergestellten Mikroumformwerkzeugen erheblich kostengünstiger und mit kürzeren Lieferzeiten zu erwerben, was einen entscheidenden Schlüssel für die Akzeptanz der untersuchten Fertigungstechnologie in der industriellen Anwendung darstellen kann. Zur Nutzung von

Normalien musste bei der Konstruktion der Fließpressstempel von der Designempfehlung für Fließpressstempel von der International Cold Forging Group (ICFG) abgewichen werden [125]. Auch unabhängig von den Kosten ist die Skalierung der von der ICFG empfohlenen Stempelgeometrie von dem Makro- in den Mikrobereich nicht möglich, da die kleinen Abmessungen und Toleranzen außerhalb der heutigen Fertigungsmöglichkeiten liegen [67]. Die auftretenden Fertigungsungenauigkeiten würden die zur Identifikation von Größeneffekten notwendige geometrische Ähnlichkeit zwischen Modell- und Hauptausführung zusätzlich beeinträchtigen. Die Fließpress- und Scherschneidstempel im Oberwerkzeug sind in Anlehnung an ISO8020, die Fließpressstempel zur Herstellung des Napfes gemäß DIN9861 (Form C) konstruiert. Die rotationssymmetrische Ausführung ermöglicht eine präzise geometrische Skalierung der Werkzeuge. Zur Reduzierung der hochbeanspruchten Werkzeugkante am Einlauf zur Kavität wird generell ein Matrizeeinlafradius empfohlen [105]. Da dieser bei der Fertigung von Mikroumformwerkzeugen besonders herausfordernd ist, wurde dieser für (m) in Abstimmung mit dem Hersteller (MPK Special Tools GmbH) auf 50 µm festgelegt.

Zur Gewährleistung einer hohen Verschleiß- und Druckbeständigkeit wurden die hochbeanspruchten aktiven Werkzeugelemente aus Hartmetall gefertigt. Diese Werkstoffe ermöglichen in einem späteren Serienprozess aufgrund der hohen Festigkeit und der damit verbundenen Verschleißfestigkeit längere Standzeiten. Die Normalien wurden aus der Hartmetallsorte CD-30 gefertigt, welche eine Druckfestigkeit von 4760 MPa und eine Biegebruchfestigkeit von 2140 MPa aufweist. Für die Matrize wurde die korrosionsbeständige Feinstkornhartmetallsorte CF-Si8Z verwendet. Diese weist eine Druckfestigkeit von 6500 MPa bei einer Biegebruchfestigkeit von 3500 MPa auf. Neben den hervorragenden Verschleißseigenschaften zeichnet diese Hartmetallsorte sich durch eine geringe Anhaftungsneigung aus [126]. Dies ist für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Trockenumformung von erheblichem Vorteil.

4.6 Messtechnische Methoden zur Charakterisierung der Bauteilgeometrie und -eigenschaften

Um gesicherte Aussagen über die Einflüsse von Prozessparametern auf die Bauteilgeometrie und -eigenschaften treffen zu können, werden robuste Methoden zu deren Bestimmung benötigt. Im Folgenden werden die Methoden zur Messung der Bauteilgeometrie, der Oberflächentopographie, der Härte sowie zur Aufnahme der Gefügestruktur beschrieben.

4.6.1 Messung der Bauteilgeometrie

Bauteilgrößen, wie die Pinhöhe h_P , die Napfhöhe h_N und die Stempleindringtiefe x_S , sind essentielle Zielgrößen zur Bewertung der Prozesse und zur Identifikation von Größeneffekten, weshalb eine präzise und robuste Messmethode unabdingbar für eine erfolgreiche Prozessanalyse ist. Bedingt durch die geringen Bauteilabmessungen der Kleinst- und Mikrobau- teile sind konventionelle Messmethoden, wie die Verwendung von Mess- schieber, Bügelmessschraube, Höhenmesser oder taktile Messtaster, unge- eignet. Aus diesem Grund wurde für die Erfassung der Bauteilgeometrie ein optisches Messsystem verwendet. Das eingesetzte konfokale Laserscanning Mikroskop Keyence VK-X200 (Keyence Corporation; Osaka; Japan) erfasst mit einem Objektiv mit 20-facher Vergrößerung einen Messbereich in Z- Richtung von 7 mm und erreicht laut Hersteller eine Höhengauflösung von $0,0005 \mu\text{m}$ bei einer Wiederholgenauigkeit von $0,03 \mu\text{m}$ [127]. Als Licht- quelle nutzt das Gerät einen Diodenlaser mit einer Wellenlänge von 408 nm . Die Mikrobau- teile können mit nur einem Bild aufgenommen werden. Für die Bauteile im Makrobereich verfügt das Gerät über einen moto- risierten Objektisch, welcher mittels der Gerätesoftware automatisch pro- grammiert werden kann. Dies ermöglicht die Aufnahme hochauflösender Stichingmessungen, welche zur Erfassung eines größeren Messbereichs in der X- und Y-Richtung genutzt werden kann. Um den Einfluss von Verun- reinigungen ausschließen zu können, wurden die Bauteile vor jedem Mess- vorgang in Aceton gereinigt und mittels hochreinem, ölfreiem Druckluft- spray getrocknet. Die Messung der Bauteilgeometrie mittels der Software VK Analyse-Modul (Keyence Corporation; Osaka; Japan) ist in Bild 14 exemplarisch an einem Mikronapf dargestellt.

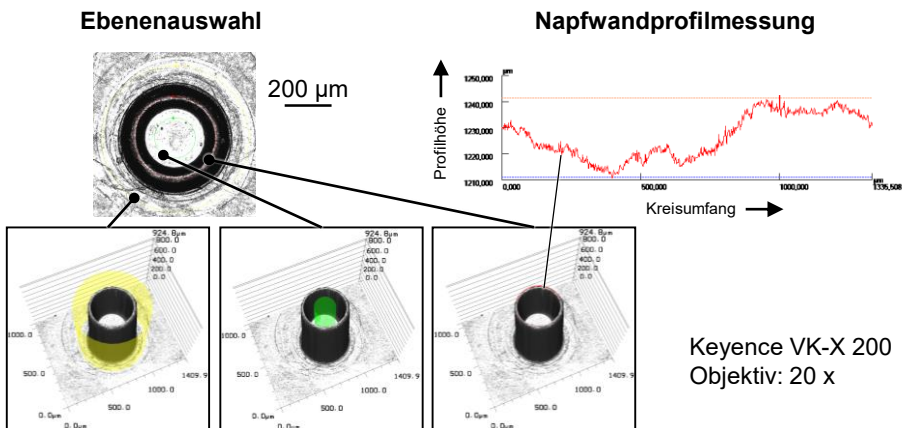


Bild 14: Messstrategie mittels konfokaler Laserscanning Mikroskopie nach [P9]

Zunächst wird das Bauteil mittels der Neigungskorrektur ausgerichtet. Im Anschluss wird mittels eines 3-Punkte-Kreises jeweils die durchschnittliche Profilhöhe auf der Blechebene (gelb), im Napfboden (grün) sowie auf der Napfwand (rot) erfasst. Durch die Subtraktion der einzelnen Durchschnittshöhen können dann die Bewertungsgrößen berechnet werden. Darüber hinaus kann über den Topographieverlauf des 3-Punkte-Kreises auch die Gleichmäßigkeit der Napfwand vermessen werden.

4.6.2 Untersuchung der Oberflächentopographie

Zur Bewertung der Bauteilqualität und der Bruchkanten beim Scherschneiden sind Oberflächenkennwerte erforderlich. Auch hier stößt das standardmäßig verwendete Tastschnittverfahren an die technologischen Grenzen. Aufgrund der kleinen Bauteilgröße kann keine ausreichende Länge der Messstrecke und Anzahl an Messstrecken aufgenommen werden. Zudem erschwert das geringe Bauteilgewicht die Fixierung während der Messung. Das für die Bauteilabmessung in Abschnitt 4.6.1 beschriebene Messverfahren der konfokalen Laserscanning Mikroskopie ist aufgrund der hohen Auflösung auch zuverlässig zur Messung von Oberflächenkennwerten geeignet und wurde deshalb im Rahmen dieser Arbeit auch hierfür eingesetzt [128]. Die optisch aufgenommenen Oberflächentopographien können für eine qualitative Bewertung direkt verwendet werden. Für einen quantitativen Vergleich werden die gemittelte Rautiefe R_z und der arithmetische Mittenrauwert R_a in Anlehnung an DIN EN ISO 4287 bestimmt [129]. Aufgrund der geringen Bauteilgröße muss die in der Norm festgelegte Auswertelänge meist reduziert werden. Die Auswahl des langwelligen Profilfilter λ_c und des kurzwelligen λ_s erfolgt gemäß DIN EN ISO 4288 [130]. Vor der Bestimmung der Rauheitskennwerte wird die gekrümmte Mantelfläche der rotationssymmetrischen Bauteile mittels der Neigungskorrektur im VK Analyse-Modul vollständig begradigt.

4.6.3 Metallographische Analyse und Mikrohärtmessungen

Der angewandte kombinierte numerisch-experimentelle Forschungsansatz erfordert unter anderem auch einen qualitativen Vergleich zwischen Simulation und Experiment, welcher auf Basis der Gefügedeformation in Schlibbildern und von Mikrohärtmessungen durchgeführt werden kann. Darüber hinaus sind diese Aufnahmen und Messungen auch zur Analyse des Werkstoffflusses und zur Bewertung der weiteren Umformbarkeit sowie bei der Plausibilisierung der auftretenden Größeneffekte ein probates Mittel.

Für die Präparation der Schlibfbilder wurden die Bauteile in einem Probenhalter kalt eingebettet, um einen Wärmeeinfluss auf die metallische Gefügestruktur sicher ausschließen zu können. Nach dem Aushärten erfolgte ein Trennschnitt längs entlang der Symmetrieachse, um den Querschnitt der Umformzone freizulegen. Anschließend wurde die Probenoberfläche geschliffen und auf Hochglanz poliert. Während des Schleif- und Poliervorgangs wurde die Probe permanent mit einem Mikroskop vermessen, damit anhand des Pindurchmessers die Mittigkeit der Schnittebene überprüft und gegebenenfalls die mechanische Bearbeitung angepasst werden kann. Um die Gefügestruktur sichtbar zu machen wurde die metallische Oberfläche mit einer Eisen(III)-chlorid Lösung geätzt und mit dem digitalen Mikroskop VH-Z100 (Keyence Corporation; Osaka; Japan) aufgenommen. Für die Aluminiumlegierungen wurde zum Ätzen das Elektrolyt CT-A2 verwendet.

Für die Mikrohärtemessung erfolgte die Probenpräparation weitestgehend analog zu den Schlibfbildern. Bei diesen Proben wurde zusätzlich am Pin ein Stahlklotz zum Abstützen des Pins während der mechanischen Eindringprüfung mit eingebettet. Nach dem Trennen wurden die Proben einseitig vorgeschliffen. Im Anschluss wurde die andere Seite so planparallel geschliffen, dass die metallische Probe sowie der Stahlklotz aus der Einbettmaße zum Vorschein kommen. In einem letzten Schritt wurde die Probe auf der Prüfseite feingeschliffen und ebenfalls auf Hochglanz poliert. Die Härtmessungen wurden nach DIN EN ISO 6507 auf einem Fischerscope HM2000 (Helmut Fischer GmbH; Sindelfingen; Deutschland) durchgeführt [131]. Für die Härteprüfungen wurde eine Prüfkraft von 100 mN verwendet welche nach Erreichen für 5 s gehalten wurde. Diese Prüfkraft stellt einen guten Kompromiss zwischen Messauflösung und Prüfkraft dar. Der Punktabstand beträgt in X- und Y-Richtung 72 μm . Dieser Wert stellt den sechsfachen Abstand der Diagonalen des Eindrucks dar und entspricht für den weichen Kupferwerkstoff dem kleinstmöglichen Gitterabstand.

4.7 **Simulationsoftware und numerisches Modell**

Für die Schaffung eines grundlagenwissenschaftlichen Prozessverständnisses zum Pin-Fließpressens aus der Blechebene ist der Einsatz von numerischen Methoden erforderlich. Mittels der FE-Simulation können die Bauteilabmessungen, die Bauteileigenschaften sowie die Prozessgrößen während der Umformung analysiert werden. Dadurch kann ein erhöhter Erkenntnisgewinn bei gleichzeitiger Minimierung des experimentellen

Aufwandes erreicht werden. Aufgrund der größeninvarianten Werkstoffmodelle, welche derzeit in kommerziell erhältlichen FE-Programmen Anwendung finden, können Mikroumformprozesse nicht zuverlässig numerisch analysiert werden. Um Größeneffekte in der numerischen Prozesssimulation zu berücksichtigen, hat Geißdörfer [70] ein mesoskopisches Werkstoffmodell entwickelt, welches mittels einer synthetischen Gefügestruktur die individuellen Werkstoffkennwerte einzelner Körner berücksichtigt. Da die Charakterisierung und Implementierung eines derartigen Werkstoffsystems noch nicht standardisiert beziehungsweise ohne weiteres möglich ist, beschränken sich die Simulationen im Rahmen dieser Arbeit auf die makroskopischen Abmessungen beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene.

Bedingt durch die Vielzahl an Einflussgrößen auf den komplexen Werkstofffluss beim Pin-Fließpressen ist eine umfangreiche numerische Studie mit zahlreichen Einzelsimulationen notwendig, weshalb es erforderlich ist, die Rechenzeit weitestgehend zu minimieren. Vor diesem Hintergrund wurde für die numerische Prozessanalyse ein zweidimensionales rotations-symmetrisches FE-Modell, in der Simulationsumgebung Simufact Forming 16 (Fa. Simufact engineering GmbH; Hamburg) verwendet, welches in Bild 15 dargestellt ist.

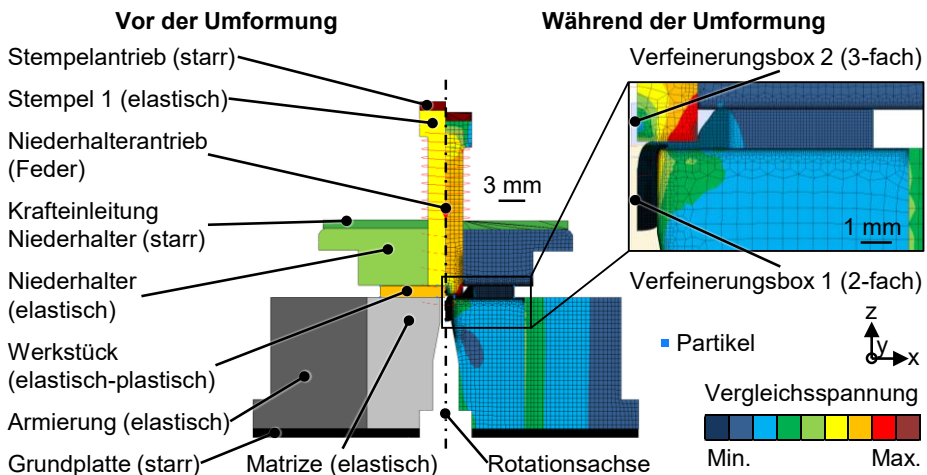


Bild 15: FE-Modell zur Analyse des Pin-Fließpressens im Makrobereich

Das FE-Modell wurde so aufgebaut, dass es die elastische Deformation der Werkzeuge infolge der hohen Druckspannungen berücksichtigt. Zur Befestigung des Modells im Raum sowie zur Realisierung der Stempel- und Niederhalterbewegung sind darüber hinaus starre Werkzeugelemente für die Krafterleitung notwendig. Der Stempel wird analog zum experimentellen

Werkzeug mit 5 mm/min angetrieben. Der Niederhalterantrieb wird mittels einer 10 mm vorgespannten Modellfeder realisiert. Die Feder besitzt keine Steifigkeit, um die Niederhalterkraft während des Prozesses konstant zu halten. Die Federkraft kann über die Eingabe für den jeweiligen Werkstoff eingestellt werden.

Das Werkstück wurde im Vernetzer „Quadtree“ mit dem quadratischen Elementtyp „Quads (10)“ mit einer Elementkantenlänge von 0,1 mm diskretisiert. Für einen guten Kompromiss aus Genauigkeit und Rechenzeit wurde in der passiven Umformzone ein gröberes Netz mit der Elementkantenlänge von 0,1 mm, im Übergangsbereich zwischen passiver und aktiver Umformzone ein mittleres Netz mit einer Elementkantenlänge von 0,025 mm und im Bereich des Einlaufradius sowie des Pins ein feines Netz mit einer Kantenlänge von 0,0125 mm genutzt. Um Ungenauigkeiten bei einer zu großen Elementverzerrung vorzubeugen, erfolgt eine automatische Neuvernetzung, sobald ein Element eine Dehnungsänderung $> 40\%$ erfährt. Zum Ausschluss von Einflüssen durch Fertigungstoleranzen auf die Simulationsgenauigkeit wurden die Werkzeuggeometrien, inklusive des bei der Fertigung besonders herausfordernden Einlaufradius, optisch gemessen und bei der Modellierung des FE-Modells berücksichtigt.

Im FE-Modellaufbau wurde darüber hinaus der Einfluss der elastischen Werkzeugauffederung berücksichtigt, da Voruntersuchungen mit starren und elastischen Werkzeugen aus Bild 16 einen erheblichen Einfluss auf die resultierende Pinhöhe gezeigt haben. Für den weichen Cu-OFE-WB Werkstoff ist bei einem relativen Stempelhub von 75 % der Unterschied zwischen starren und elastischen Werkzeugen mit circa 6 % noch relativ gering. Für den festeren Zustand Cu-OFE-WH ist die prognostizierte Pinhöhe bei Verwendung der elastischen Werkzeuge circa 40 % höher. Dies ist dadurch zu begründen, dass durch die höhere Prozesskraft im walzharten Zustand die Werkzeugdeformation vor allem in der aktiven Umformzone im Bereich des Stempels deutlich größer ist als für den wärmebehandelten Werkstoff. Bedingt durch die elastische Deformation laufen die Werkzeugaktivflächen zur Matrize hin keilförmig auseinander, was durch die 50-fache Vergrößerung in Bild 16 zu erkennen ist. Diese keilförmige Anordnung der in Berührung befindlichen Werkzeugoberflächen bewirken eine Hemmung des Werkstoffflusses nach außen in die Blechebene, wodurch die Pinhöhe zunimmt. Aufgrund der deutlich geringeren Umformkraft des wärmebehandelten Werkstoffes kommt dieser Effekt für Cu-OFE-WB deutlich weniger zum Tragen. Da im Rahmen dieser Arbeit unterschiedliche Werkstoffe analysiert werden, wurde für alle Untersuchungen die elas-

tische Werkzeugauffederung berücksichtigt. Hierfür wurden in der Simulation die Elastizitätsmodule 550 GPa für die Hartmetallwerkzeuge (Stempel und Matrize), 240 GPa für den PM-Stahl des Niederhalters und 215 GPa für die Armierung hinterlegt. Bei der Armierung wurde darüber hinaus die Vorspannung der Matrize von 4 ‰ berücksichtigt. Da durch die elastische Werkzeugdeformation nicht mehr der Stempelweg für die Bestimmung der Restblechdicke genutzt werden kann, werden zur Bestimmung der geometrischen Abmessungen so genannte Partikel genutzt, von welche über jeden Zeitschritt die Bewegungsinformationen ausgegeben werden können.

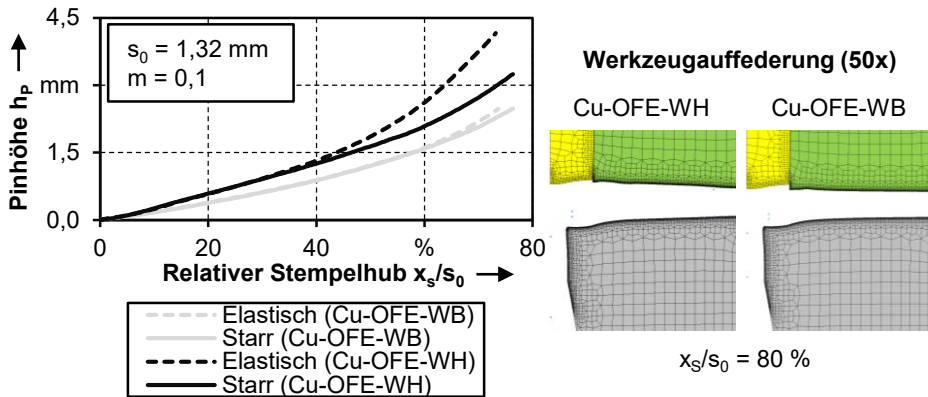


Bild 16: Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf die Pinhöhe in der FE-Simulation in Abhängigkeit des Werkstoffzustands

Die Werkzeuge wurden ebenfalls mit „Quads (10)“ mit einer Elementkantenlänge von 0,5 mm vernetzt. An der Kontaktfläche mit dem Werkstück wurde das Netz zur Gewährleistung einer hohen Geometriegenauigkeit mit einer Kantenlänge von 0,016 mm, am Einlaufradius von 1 μm aufgelöst. Die zeitliche Diskretisierung erfolgte in 2000 festen Zeitschritten, um eine hohe Berechnungsgenauigkeit und Informationsdichte zu gewährleisten. Alle Simulationen in dieser Arbeit wurden mit dem Fließkriterium nach von Mises gerechnet. Bedingt durch die große Umlenkung des Werkstoffs in den Pin und dessen anschließende weitere Umformung erreicht die mehrstufige Mikromassivumformung vom Band höhere Umformgrade als die Werkstoffcharakterisierung im Zugversuch. Zur Gewährleistung einer hohen Abbildungsgenauigkeit werden deshalb die aus den Zugversuchen ermittelten Fließkurven bis zu einem Umformgrad von $\phi = 3$ mit dem Extrapolationsansatz von Hockett-Sherby [132] aus Gl. (13) extrapoliert.

$$k_{f(\varepsilon)} = \sigma_S - \exp(-C_1 \times \varepsilon)^{C_2} (\sigma_S - k_{f0}) \quad (13)$$

Die für die Fließkurven verwendeten Modellparameter für das Verfestigungsmodell von Hockett-Sherby sind in Tabelle 5 für alle Werkstoffe zusammengefasst.

Tabelle 5: Extrapolationsparameter für die Fließkurvenapproximation und -extrapolation mit dem Verfestigungsgesetz von Hockett-Sherby; $s_0 = 1,32$ mm

	k_{f_0} (MPa)	σ_s (MPa)	C_1 (-)	C_2 (-)
Cu-OFE-WB	40	634,9802	1,2467	0,5706
Cu-OFE-WH	374	665,8818	0,5226	0,9235
AA6016-W	77	291,5779	5,5475	0,8482
AA6016-T4	108	346,9851	4,0986	0,7132
DCo4	181	820,9830	0,9794	0,6495
T1000	507	2496,4453	2,1227	1,0369

Zur Gewährleistung einer hohen Prognosegüte der FE-Simulation bei variierenden Einflussgrößen erfolgte die Modellvalidierung durch Kraus et al. (P3) anhand des Kraft-Weg-Verlaufs, der Pin-Geometrie, von Gefügeaufnahmen und Mikrohärtmessungen an vier Extrempunkten. Zur Gewährleistung der Übertragbarkeit auf unterschiedliche Werkstoffe wurde das Modell für Cu-OFE-WH für Werkstoffe mit einer geringen und für Cu-OFE-WB mit einer hohen Duktilität validiert. Darüber hinaus wird mit der Gültigkeitsprüfung bei geschmierter und trockener Umformung ein breiter Parameterbereich hinsichtlich unterschiedlicher Reibzustände abgedeckt. Die Übertragbarkeit des FE-Modells auf den Stahlwerkstoff DCo4 wurde durch Kraus und Merklein (P5) ebenfalls nachgewiesen. Mit den dargelegten Modellierungsansätzen konnte bei einer hohen Prognosegüte eine Rechenzeit von circa 240 Minuten pro Simulation erzielt werden, was einen guten Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit darstellt. Somit eignet sich das FE-Modell bestens für den in dieser Arbeit angewendeten numerisch-experimentellen Forschungsansatz.

Das FE-Modell für das Napf-Fließpressen in der zweiten Umformstufe wurde nicht für die Prozessanalyse, sondern lediglich zur Auslegung des Werkzeuges hinsichtlich der Werkzeugbeanspruchung genutzt, weshalb dieses hier nicht dargestellt wird.

5 Analyse des Pin-Fließpressprozesses aus der Blechebene

Beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene handelt es sich um einen nur zum Teil formgebundenen Prozess, da lediglich der Pindurchmesser durch die Matrize gebunden ist und nach außen hin keine Pressbüchse den Werkstoff zurückhält. Infolgedessen resultiert ein Werkstofffluss, welcher zum einen nach außen in die Blechebene und zum anderen in Richtung Kavität gerichtet ist [P8]. Die Aufteilung des Werkstoffflusses in die beiden gegensätzlichen Richtungen unterliegt den prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Stellgrößen. Gegen Prozessende kommt es zudem verfahrensbedingt zum Auftreten einer stempelseitigen Unterfüllung der Kavität, welche aufgrund ihrer Form in der Literatur auch als Trichterdefekt bekannt ist [11]. Aus ökonomischer und ökologischer Sichtweise ist ein großer Anteil des Werkstoffflusses in die Kavität bei gleichzeitiger Minimierung der verfahrensbedingten Trichterausformung anzustreben, da somit die Materialausnutzung erhöht und der Materialeinsatz reduziert werden kann. Vor diesem Hintergrund werden in Kapitel 5 die Wirkzusammenhänge der werkstück-, prozess- und werkzeugseitigen Einflussparameter auf den Werkstofffluss beim Pin-Fließpressen grundlegend anhand der Modellausführung im Makrobereich ohne Größeneffekte analysiert und anhand eines Prozessmodells plausibilisiert. Für potenzielle Prozessanwender wird darüber hinaus anhand der Ergebnisse ein allgemeingültiges Prozessfenster und ein Leitfaden, zur Optimierung des Prozesses hinsichtlich einer bestmöglichen Materialausnutzung bei gleichzeitiger Verminderung oder gänzlicher Vermeidung der Trichterausformung, abgeleitet (siehe Abschnitt 7.1).

5.1 Definition von Zielgrößen und Einflussparametern

Seit der erstmaligen Veröffentlichung des Pin-Fließpressens aus der Blechebene von Hirota [11] im Jahr 2007 wurden, wie in Abschnitt 2.3 dargestellt, zahlreiche weitere Arbeiten publiziert, welche die Auswirkungen einzelner Einflussgrößen auf die erreichbare Pinhöhe sowie die Bauteilfestigkeit thematisiert haben. In diesen Arbeiten konnte bereits das große Potenzial dieser Umformstrategie zur Vereinfachung der Handhabung in der Mikromassivumformung aufgezeigt werden. Allerdings wurden die unterschiedlichen Einflussgrößen im Stand der Technik nur selektiv untersucht und es fehlen derzeit noch grundlegende physikalischen Begründungen, weshalb

diese eine Veränderung des Werkstoffflusses hervorrufen. Da die vorhandenen partiellen Analysen auch zu fehlerhaften Schlussfolgerungen führen können, werden bei den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit alle in Bild 17 dargestellten prozess-, werkstück-, und werkzeugseitigen Einflussgrößen mit dem kombiniert numerisch-experimentellen Forschungsansatz systematisch analysiert.

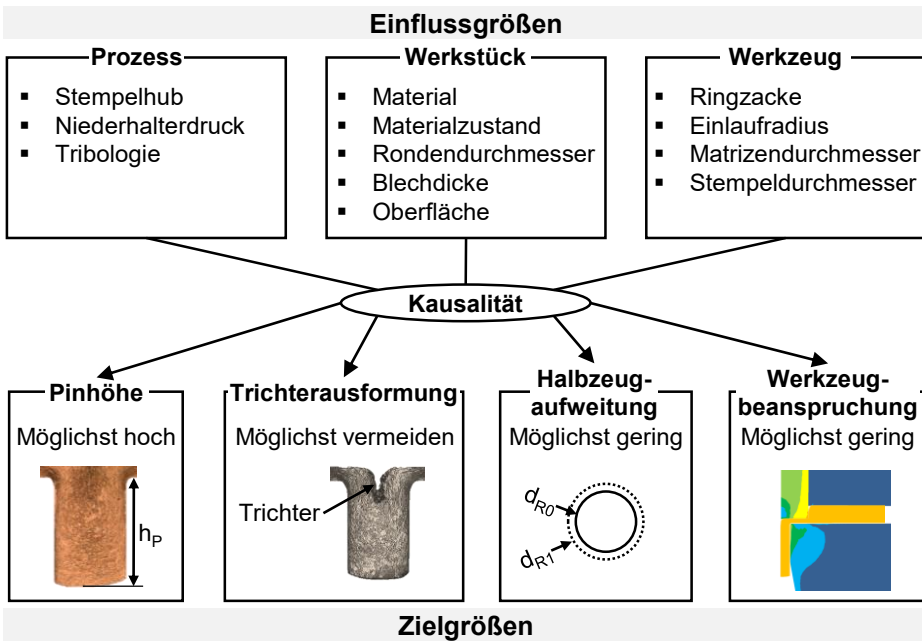


Bild 17: Analytierte Ursache-Wirkung-Prinzipien der prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Einflussparameter auf die Zielgrößen

Die identifizierten physikalischen Wirkzusammenhänge werden im Anschluss anhand von jeder einzelnen Einflussgröße mit geeigneten Modellvorstellungen plausibilisiert. Als Zielgrößen zur Prozessbewertung werden erstrangig die Pinhöhe, welche zugleich das nutzbare Materialvolumen für weitere Umformstufen darstellt sowie der Zeitpunkt der meist unerwünschten Trichterausformung genutzt. Ob die prozessbedingte Trichterausformung einen Bauteilfehler, ein gewünschtes Funktionsmerkmal oder eine zwar unerwünschte, aber zu tolerierende Eigenschaft darstellt, hängt vom konkreten Anwendungsfall ab. Vor diesem Hintergrund muss diese Frage stets bei der Auslegung des Fertigungsprozesses berücksichtigt werden. Im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit standen vorrangig der Nachweis der grundsätzlichen Machbarkeit der mehrstufigen Mikromassivumformung aus der Blechebene sowie die Erforschung der zugrundelie-

genden Ursache-Wirkungs-Mechanismen des resultierenden Werkstoffflusses im Fokus. Dementsprechend wurden die Stempeleindringtiefen so gewählt, dass kein Trichter ausgeformt wurde und die Trichterausformung somit die weiteren Prozessstufen nicht beeinträchtigt. Zur besseren Einordnung und Bewertung des Prozesses wurde zudem die Werkstoffausnutzung als weitere Bewertungsgröße aus dem Stempelhub und der Pinhöhe abgeleitet. Diese beschreibt das Verhältnis zwischen dem vom Stempel verdrängten zu dem in den Pin fließgepressten Werkstoffvolumen. Darüber hinaus werden auch die Aufweitung der Halbzeuge, welche die Positionierungsgenauigkeit in einem mehrstufigen Folgeverbundprozess maßgeblich verschlechtern würde und die prozessbedingte Werkzeugbeanspruchung als Bewertungsgröße berücksichtigt.

5.2 Werkstofffluss, Bauteileigenschaften und Prozessgrenzen

In den folgenden drei Abschnitten werden die Auswirkungen der prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Einflussgrößen (siehe Abschnitt 5.1) auf den Werkstofffluss systematisch analysiert und hinsichtlich des Prozessoptimierungspotenzials bewertet. Die grundlegenden Mechanismen beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene werden zunächst umfangreich in Abschnitt 5.2.1 anhand der Stempeleindringtiefe am Referenzwerkstoff Cu-OFE-WB erläutert und in den darauffolgenden Abschnitten auf die restlichen Einflussgrößen übertragen. Für die Plausibilisierung der Effekte wird ein anschauliches Prozessmodell genutzt. Als positive Ausprägung der untersuchten Zielgrößen ist eine große Pinhöhe, eine hohe Materialausnutzung, eine geringe Trichtertiefe und eine geringe Aufweitung der Ronde definiert. Darüber hinaus werden im speziellen die prozessbedingten Bauteileigenschaften beschrieben und bewertet.

5.2.1 Entwicklung von Modellvorstellungen zur Plausibilisierung des komplexen Werkstoffflusses beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene

Das Eindringen des Stempels in das Blechhalbzeug ist eine Voraussetzung für den Ablauf des Umformprozesses. Aus diesem Grund wird in diesem Abschnitt der Referenzprozess für diese prozessseitige Einflussgröße anhand des Werkstoffes Cu-OFE-WB im mit Öl geschmierten Zustand untersucht. Dabei werden die grundlegenden Prozessmechanismen analysiert und geeignete Modellvorstellungen zur Plausibilisierung dieser entwickelt.

Das primäre Ziel besteht darin, die Ausformung des Pins in Abhängigkeit der Stempelindringtiefe zu verstehen, die Gründe für das Ausformen von Trichtern zu identifizieren und die prozessbedingten Bauteileigenschaften des ausgeformten Pins zu analysieren.

Der Stempelhub ist einer der größten Einflussparameter auf die erzielbare Pinhöhe beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene [107]. Dieser Zusammenhang erscheint zunächst trivial, da das vom Stempel verdrängte Werkstoffvolumen direkt proportional zum elastisch kompensierten Stempelhub ist. Bedingt durch die hohe Flächenpressung während der Umformung ist die elastische Deformation des Stempels bei der Prozessanalyse nicht vernachlässigbar. Für eine klare Abgrenzung wird deshalb im Rahmen dieser Prozessanalyse die Stempelindringtiefe statt des Stempelhubs genutzt. Die Zunahme der Pinhöhe über die Stempelindringtiefe ist im Diagramm in Bild 18 anhand eines numerisch ermittelten Verlaufs und experimentellen Datenpunkten dargestellt. Darüber hinaus ist die theoretische Entwicklung der Pinhöhe für das konventionelle Scherschneiden und das Voll-Vorwärts-Fließpressen gestrichelt eingezeichnet.

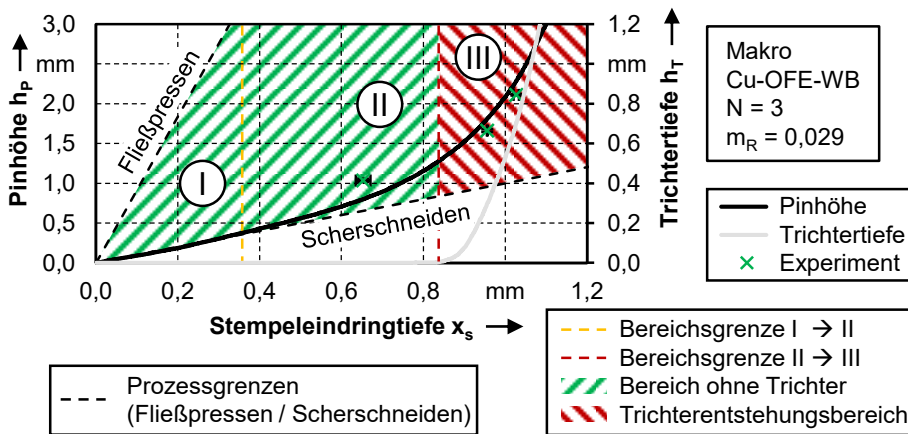


Bild 18: Entwicklung der Pinhöhe und der Trichtertiefe mit zunehmender Stempelindringtiefe

Beim Scherschneiden existiert kein lateraler Werkstofffluss in der Blechebene und die Pinhöhe entspricht der Stempelindringtiefe, was somit die untere Prozessgrenze für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene darstellt. Im Voll-Vorwärts-Fließpressprozess wird der laterale Werkstofffluss durch die Pressbüchsenwandung begrenzt. Gemäß dem Gesetz der Volumenkonstanz, welches besagt das eingebrachte plastische Formänderungen keine Änderung des Werkstoffvolumens hervorrufen, fließt der vom Stempel verdrängte Werkstoff vollständig in den Pin [133]. Damit stellt das

konventionelle Voll-Vorwärts-Fließpressen die obere Prozessgrenze im Hinblick auf die Werkstoffausnutzung dar. Beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene existiert aufgrund der fehlenden seitlichen Begrenzung des Werkstoffflusses nach außen ein axialer und radialer Werkstofffluss in Richtung Kavität sowie ein radialer Werkstofffluss nach außen in die Blechebene. Dementsprechend ordnet sich das Pin-Fließpressen aus der Blechebene zwischen dem Scherschneiden und dem konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen ein, weshalb diese beiden Prozesse das Prozessfenster definieren. Zur Erhöhung der Materialausnutzung ist es das Ziel, die Entwicklung der Pinhöhe durch geeignete Maßnahmen in Richtung der oberen Prozessgrenze (Voll-Vorwärts-Fließpressen) zu verschieben.

Die Prozesscharakteristik hinsichtlich der Ausformung wurde bereits im Jahr 2012 durch Ghassemali et al. [108] anhand eines Kraft-Weg-Verlaufs in drei Zonen (Eindringen, Stauchen, Fließpressen) unterteilt. Die Unterteilung des Prozesses anhand des Kraft-Weg-Verlaufs erscheint jedoch fehleranfällig, da dessen Verlauf für unterschiedliche Einflussparameter starken Veränderungen unterliegt. Aus diesem Grund wird die Prozesscharakteristik in dieser Arbeit anhand einer numerisch bestimmten Pinhöhe-Stempel-eindringtiefe-Kurve sowie dem Beginn der Trichterausformung, wie in Bild 18 dargestellt, unterteilt. Auf Basis dieses Diagramms kann der Prozess in drei Teilbereiche untergliedert werden. In Bereich (I) nimmt die Pinhöhe linear, betragsmäßig gleich mit der Stempelerindringtiefe zu und ist somit identisch mit der unteren Prozessgrenze (Scherschneiden). In diesem Bereich fließt lediglich der Werkstoff direkt über der Matrize vertikal in z-Richtung in die Matrize. Der überwiegende Werkstofffluss ist lateral nach außen in die Blechebene gerichtet. In den Bereich (II) und (III) ist die Zunahme der Pinhöhe progressiv und bewegt sich in Richtung der oberen Bereichsgrenze (Voll-Vorwärts-Fließpressen). Die Bereichsgrenze (I → II) wird analytisch mit Hilfe der MAPE (Mean Absolute Percentage Error) Werte zwischen der unteren Bereichsgrenze (Scherschneiden) und dem Verlauf der Pinhöhe berechnet. Der MAPE-Wert gibt die durchschnittliche prozentuale Abweichung zwischen der numerisch berechneten Pinhöhe und der unteren Bereichsgrenze an [134]. Die Bereichsgrenze wird gesetzt, sobald der MAPE-Wert 5 % übersteigt (gelbe Linie). Dies ist im Referenzversuch bei einer Stempelerindringtiefe von 0,356 mm der Fall, was auf die Blechdicke bezogen 27 % entspricht. Ab dem Überschreiten der Bereichsgrenze (II → III) beginnt die Ausformung eines stempelseitigen Trichters (Bild 19). Im numerisch ermittelten Diagramm in Bild 18 ist das für den Werkstoff Cu-OFE-WB ab einer Stempelerindringtiefe von 0,851 mm der Fall. Dies entspricht einer auf die Blechdicke bezogenen Eindringtiefe von

65 %. Dieser Effekt wurde für das Fließpressen von Pins aus der Blechebene von Hirota [11] im Jahr 2007 erstmals beschrieben. Auch aus dem konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen sind mit dem Ansaugdefekt [60] und den Chevronrissen [135] vergleichbare Schädigungen bekannt. Beim Ansaugdefekt tritt der Trichter ebenso bei einer geringen Resthöhe des noch nicht extrudierten Halbzeuges auf. Abhängig vom umgeformten Werkstoff setzt der Ansaugdefekt ab dem Unterschreiten eines kritischen Höhen-Durchmesser-Verhältnisses des nicht extrudierten Werkstoffteils von 0,5 ein [60]. Chevronrisse entstehen hingegen durch hohe Zugspannungen im Kern [133]. Die Schädigung tritt in Folge einer Unstetigkeitsstelle in der Materialflussgeschwindigkeit in der Umformzone (plastischer Bereich) zwischen dem noch nicht umgeformten und dem vollständig fließgepressten Werkstoff (starre Bereiche) bei ungünstiger Kombination der Prozessparameter auf [133]. Da beim konventionellen Scherschneiden kein Werkstofffluss innerhalb des Bauteils vorliegt, wird kein Trichter ausgeformt. Allerdings führen auch beim Scherschneiden über das Werkzeug eingebrachte Biegemomente zu einer elastischen Formänderung des Werkstücks, wodurch dieses sich vom Stempel ablöst und nur auf einer ringförmigen Fläche in der Nähe des Schneidspalts ein Stempelkontakt vorliegt [6]. Aus der Gesamtbetrachtung heraus kann festgehalten werden, dass der radiale Werkstofffluss in Richtung der Kavität ursächlich für die Trichterausformung sein muss.

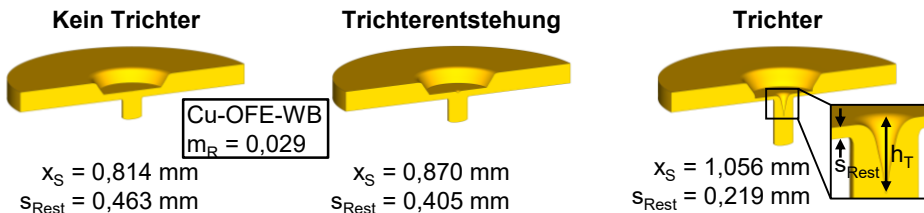


Bild 19: Beginn und Entwicklung der Trichterausformung ab einer bestimmten kritischen Stempелеindringtiefe aus der numerischen Berechnung mit Cu-OFE-WB nach [P19]

Die Trichterausformung kann durch den während des Prozesses mit der Stempелеindringtiefe linear abnehmenden Fließquerschnitt radial in Richtung der Kavität, der zunehmenden radialen Fließgeschwindigkeit sowie überlagerten Reibungseffekten begründet werden. Ein rein axialer Werkstofffluss, wie er im Scherschneidefall ($d_M = d_{S1}$) vorliegt, ruft keine Trichter hervor. Diese wird daher ausschließlich vom radialen Werkstofffluss in Richtung der Kavität hervorgerufen. Zur Veranschaulichung des Sachverhalts sind in Bild 20 die Reibspannungen an den aktiven Werkzeugelementen und die Formeln für die Fließquerschnittsflächen radial in Richtung

Kavität sowie die Querschnittsfläche des Pins angegeben. Sobald der Zuflussquerschnitt aus der Blechebene (Mantelfläche) geringer als der Pinquerschnitt ist, reicht der radial zufließende Werkstoff nicht aus, um die Kavität vollständig zu füllen, da der Pin mit der kumulativen Geschwindigkeit des axialen und radialen Materialflusses ausgeformt wird. Für alle Stempel Eindringtiefen wo gilt $A_{\text{Radial}} \geq A_{\text{Pin}}$ ist die radiale Fließgeschwindigkeit betragsmäßig kleiner oder gleich groß wie die axiale Fließgeschwindigkeit. Sobald A_{Radial} kleiner als A_{Pin} ist, ist die radiale Fließgeschwindigkeit in Richtung Kavität höher als die Stempelgeschwindigkeit. Infolgedessen eilt der radial zufließende Werkstoff mit einer für die vollständige Formfüllung unzureichenden Menge voraus und es kommt zur Trichterbildung. Bedingt durch die materialflusshemmende Wandreibung ist die Materialflussgeschwindigkeit in der Pinmitte am höchsten und nimmt zur Wand hin ab, weshalb der Trichter mittig unterhalb des Stempels entsteht [136]. Die weitere lineare Abnahme des radialen Fließquerschnitts in Kombination mit der Materialflussgeschwindigkeitsgradierung führen zu der charakteristischen Trichterform des Effekts, weshalb dieser auch als „piping defect“ bezeichnet wird [11].

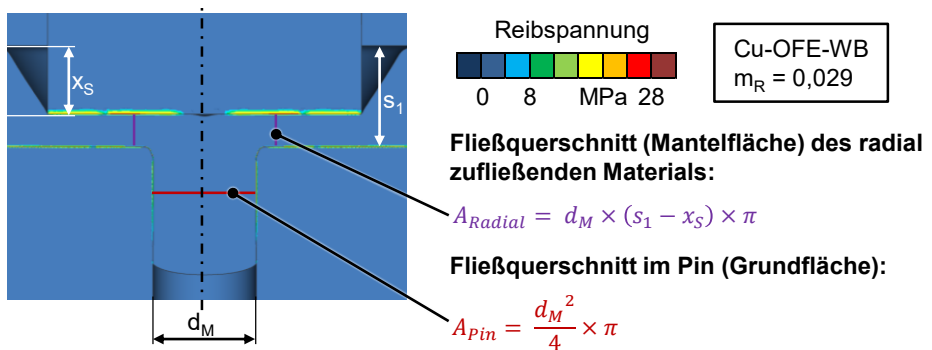


Bild 20: Darstellung der Reibspannung und der Fließquerschnitte zur Verdeutlichung der Ursache für die Trichterausformung nach [P19]

Auf Basis der theoretischen Betrachtungsweise aus Bild 20 kann die kritische Stempel Eindringtiefe, ab welcher die Trichterausformung beginnt, analytisch anhand des Matrizen durchmessers und der Blechdicke näherungsweise berechnet werden. Diese wird erreicht, sobald der radiale Fließquerschnitt A_{Radial} identisch mit dem Pinquerschnitt A_{Pin} ist. Durch das Gleichsetzen der beiden Fließquerschnitte erhält man die kritische Stempel Eindringtiefe durch den in Gl. (14) beschriebenen Zusammenhang.

$$x_{S,\text{kritisch}} \approx s_1 - \frac{d_M}{4} \quad (14)$$

Für den reibungsfreien Fall beginnt die Trichterausformung somit ab einer kritischen Restblechdicke zwischen Stempel und Matrize von 25 % des Matrizendurchmessers. Bedingt durch Reibungseffekte weicht der exakte Wert für die kritische Eindringtiefe geringfügig ab. Durch die reibungsbedingte Fließbehinderung an den Werkzeugkontaktflächen ist der tatsächliche Fließquerschnitt etwas geringer als der in Gl. (14) theoretisch angenommen. Der Fließquerschnitt wird im Pin reibungsbedingt quadratisch, im Fließquerschnitt des radial zufließenden Materials linear reduziert.

Die in Bild 18 identifizierte progressive Erhöhung der Werkstoffausnutzung mit zunehmender Stempel Eindringtiefe ist durch die fortschreitende Trichterausformung nicht merklich betroffen. Dennoch wird in den experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit für eine gute Vergleichbarkeit der unterschiedlichen Einflussparameter auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene der relative Stempelhub auf die analytisch berechneten 75 % der Blechdicke begrenzt. So kann sichergestellt werden, dass der Prozess ohne relevante Einflüsse durch die Trichterausformung analysiert werden kann und die Umformung in weiteren Stufen sowie das Demonstratorbauteil nicht durch den Trichter beeinträchtigt wird.

Die beschriebene Veränderung des Werkstoffflusses mit zunehmender Stempel Eindringtiefe während des Prozesses kann durch die lokale Materialflussgeschwindigkeit aus der Simulation veranschaulicht werden (Bild 21). Im Bereich unterhalb des Stempels teilt sich der Werkstofffluss in Richtung Kavität sowie lateral nach außen in die Blechebene. Die beiden unterschiedlich gerichteten Werkstoffflussrichtungen werden durch die so genannte Fließscheide getrennt [109]. Besonders auffällig ist die progressive Zunahme des Materialflusses im Pin, welcher durch die Verlagerung der Fließscheide radial nach außen hervorgerufen wird.

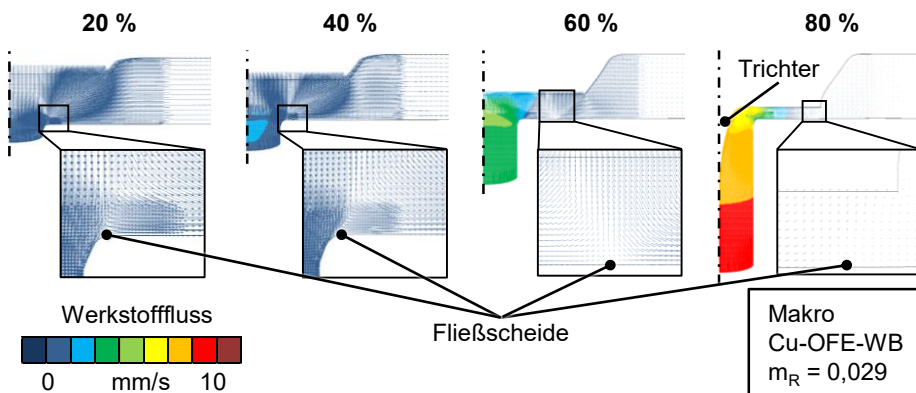


Bild 21: Verlagerung der Fließscheide in Abhängigkeit der Stempel Eindringtiefe

Aus dem Stand der Technik ist ersichtlich, dass die Lage der Fließscheide durch die Variation von Einflussgrößen, wie zum Beispiel dem Stempeldurchmesser oder der Reibung, verändert werden kann [109]. Für eine effiziente Nutzung des Prozesses hinsichtlich ökologischer, ökonomischer und qualitativer Gesichtspunkten bei der Herstellung von Produkten ist es jedoch erforderlich, ein grundlegendes Prozessverständnis über die physikalischen Wirkzusammenhänge zu erlangen. Zur wissenschaftlichen Plausibilisierung und Begründung der Verlagerung der Fließscheide nach außen kann das in Bild 22 dargestellte Umformzonen-Prozessmodell genutzt werden.

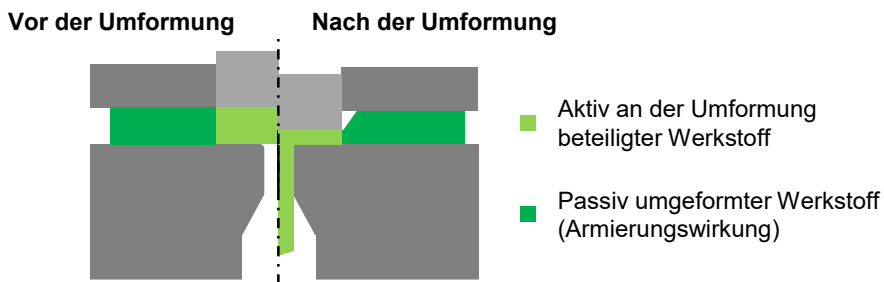


Bild 22: Prozessmodell der aktiven und der passiven Umformzone nach [P14]

Das Modell teilt den Werkstoff in zwei Bereiche, die aktive und die passive Umformzone, auf. Das Material der aktiven Umformzone befindet sich direkt unterhalb des Stempels und wird von diesem während der Umformung axial und radial in Richtung Kavität sowie radial nach außen verdrängt. Durch die hohe Umformung in diesem Bereich wird der Werkstoff stark kaltverfestigt. Das Material in der aktiven Umformzone steht theoretisch vollständig zur Ausformung des Pins zur Verfügung. Durch den lateralen Werkstofffluss nach außen in die Blechebene entstehen jedoch Verluste, weshalb die Materialausnutzung deutlich geringer als beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressprozess ist. Die passive Umformzone befindet sich unterhalb des Niederhalters. In diesem Bereich wird der Werkstoff nicht direkt durch die aktiven Werkzeugelemente umgeformt, da der Niederhalterdruck stets kleiner als die Fließspannung des Werkstückwerkstoffs ist. Eine plastische Deformation des Werkstoffs durch höhere Niederhalterdrücke wäre für einen mehrstufigen Umformprozess nicht zielführend, da die Deformation des Halbzeugs (Aufweitung) die Positionierungsgenauigkeit der Bauteile maßgeblich verschlechtern würde. Dennoch hat die passive Umformzone einen erheblichen Einfluss auf den

Werkstofffluss, da deren Geometrie in Kombination mit der Werkstofffestigkeit wie eine Armierung wirkt, welche den unerwünschten Werkstofffluss lateral nach außen in die Blechebene hemmt.

Um die mit zunehmendem Stempelhub radial nach außen gerichtete Verlagerungen der Fließscheide mit dem Prozessmodell (Bild 22) zu erklären, wurden numerische Simulationen mit unterschiedlichen Randbedingungen durchgeführt, welche in Bild 23 dargestellt sind. Für diese Simulationen wurden die Werkzeuge im FE-Modell starr modelliert, um den Einfluss unterschiedlicher elastischer Werkzeugdeformationen aufgrund von variierenden Umformkräften auf das Prozessergebnis ausschließen zu können.

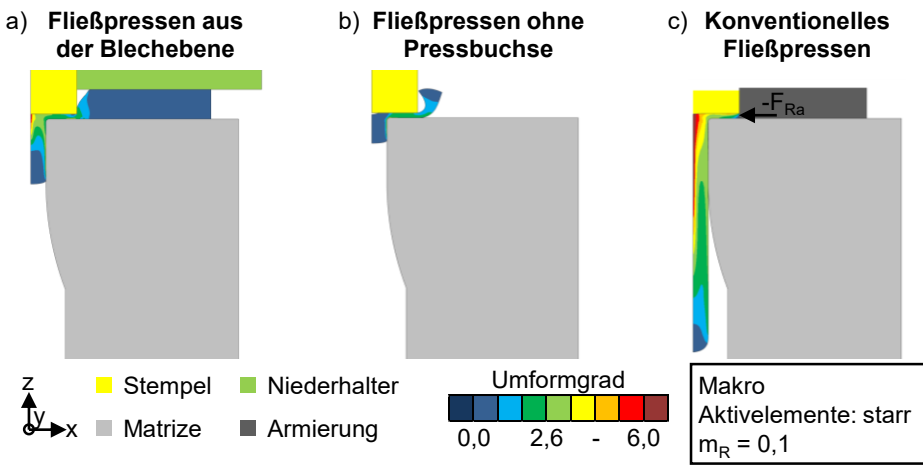


Bild 23: Numerische Analyse des Einflusses der passiven Umformzone auf die Pin-Ausformung für unterschiedliche Randbedingungen

Bereits anhand der Simulationsbilder in Bild 23 ist deutlich zu erkennen, dass die Pinhöhe für das konventionelle Fließpressen mit starrer Pressbüchsenwandung (Bild 23c) am größten ist, da der radial nach außen gerichtete Werkstofffluss durch die Pressbüchse vollständig gehemmt wird. Durch die formgebundene Umformung wird somit der vom Stempel verdrängte Werkstoff vollständig zur Ausformung des Pins genutzt, wodurch die Werkstoffausnutzung für das konventionelle Voll-Vorwärts-Fließpressen 100 % beträgt. Dieser triviale Zusammenhang ist auch im Diagramm in Bild 24a klar zu erkennen, da hier die numerisch berechnete Zunahme der Pinhöhe über die Stempel Eindringtiefe exakt mit der analytisch berechneten Prozessgrenze für das konventionelle Fließpressen übereinstimmt.

Die geringste Pinhöhe wird für das Fließpressen ohne seitliche Begrenzung erzielt (Bild 23b). Die Werkstoffausnutzung für diesen Fall beträgt bei einer Stempel Eindringtiefe von 1,1 mm lediglich 11 %. Aufgrund des Fehlens einer

Pressbüchsenwandung oder einer passiven Umformzone ist der Formänderungswiderstand radial nach außen deutlich geringer als in die Kavität, weshalb der Werkstofffluss dominant radial nach außen gerichtet ist.

Für das Fließpressen aus der Blechebene mit passiver Umformzone (Bild 23a) wird bei einer identischen Stempeleindringtiefe von 1,1 mm mit 28 % eine deutlich höhere Werkstoffausnutzung erzielt. Dies ist dadurch zu begründen, dass der Werkstoff in der passiven Umformzone eine Fließbehinderung für den radial nach außen gerichteten Werkstofffluss darstellt.

Die numerische Entwicklung der Pinhöhe und der Trichtertiefe sind für die drei beschriebenen Randbedingungen in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe in Bild 24a dargestellt. Im Diagramm wird deutlich, dass das Pin-Fließpressen aus der Blechebene stets zwischen den zwei Extremfällen (Bild 23b-c) liegt. Dies liegt darin begründet, dass die passive Umformzone dem Werkstofffluss radial nach außen in die Blechebene zwar entgegenwirkt, jedoch ist diese Armierungswirkung bei weitem nicht so effektiv wie die starre Pressbüchsenwandung beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen.

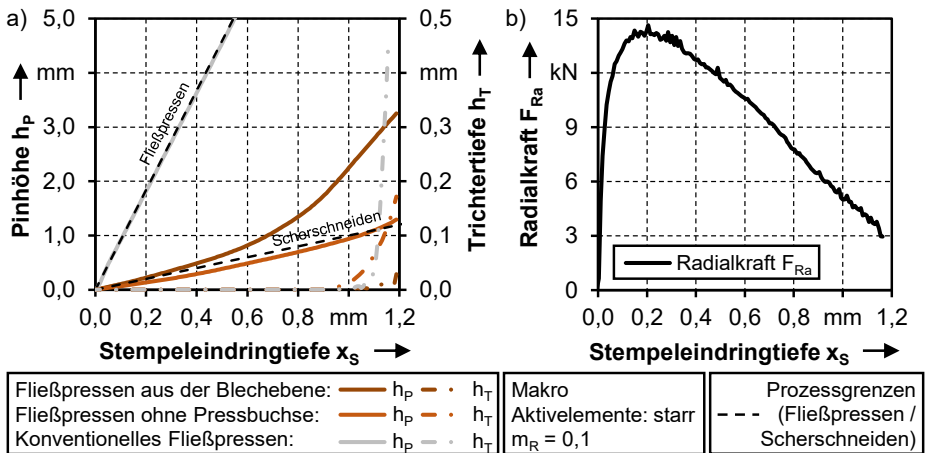


Bild 24: a) Numerische Entwicklung der Pinhöhe und der Trichtertiefe, sowie b) die Radialkraft am Übergang der aktiven/passiven Umformzone mit zunehmender Stempeleindringtiefe

Weiterhin ist im Diagramm in Bild 24a ersichtlich, dass der Anstieg der Pinhöhe für das konventionelle Voll-Vorwärts-Fließpressen linear verläuft. Beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene mit passiver Umformzone nimmt die Pinhöhe zunächst annähernd linear nahe der unteren Prozessgrenze (Scherschneiden) leicht zu. Mit zunehmender Stempeleindringtiefe

steigt die Zunahme der Pinhöhe progressiv an (Bild 18). Auffällig ist die Zunahme der Pinhöhe für die Randbedingung „Fließpressen ohne Pressbuchse“ (Bild 23b). Für diesen Fall liegt die numerisch berechnete Pinhöhe, trotz dem gegenüber dem Scherschneiden deutlich mehr verdrängten Werkstoffvolumen, unterhalb der Prozessgrenze des Scherschneidens. Dies bedeutet, dass temporär auch ein Teil des Werkstoffs oberhalb der Kavität radial nach außen fließt und nahezu kein Werkstoff radial aus der Blechebene für die Ausformung der Pin-Struktur genutzt wird. Mit zunehmender Stempelindringtiefe wird aufgrund des minimal progressiven Verlaufs des Graphen die untere Prozessgrenze noch leicht überschritten.

Für die Lageveränderung der Fließscheide mit zunehmendem Stempelhub während des Prozesses hat dies für die unterschiedlichen Randbedingungen aus Bild 23a-c folgende Auswirkungen:

- **Fließpressen aus der Blechebene**
Die Fließscheide wird progressiv nach außen verlagert.
- **Fließpressen ohne Pressbuchse**
Minimale Verlagerung der Fließscheide radial nach außen.
- **Konventionelles Fließpressen**
Fließscheide ist über den kompletten Prozess ortsgebunden.

Da beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen der Werkstoff vollständig zum Ausformen des Pins genutzt wird, ist auch die Lage der Fließscheide über den Prozess ortsfest. Dennoch verändert sich während des konventionellen Fließpressprozesses die axiale und radiale Verteilung der von der Umformpresse eingebrachten Umformkraft. Im Diagramm in Bild 24b ist der Verlauf der Radialkraft auf die Pressbüchsenwandung über den Stempelweg für das konventionelle Fließpressen (Bild 23c) dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass mit zunehmendem Hub die Radialkraft aufgrund der elastischen Formänderung zunächst linear ansteigt. Ab dem Einsetzen der elastisch-plastischen Umformung nimmt die Radialkraft aufgrund der Kaltverfestigung geringfügig nicht linear zu, bis das Maximum bei einer Stempelindringtiefe von 0,2 mm erreicht ist. Bei weiterer Erhöhung der Stempelindringtiefe fällt die Radialkraft, trotz der steigenden Werkstofffestigkeit, nahezu linear ab. Dies liegt in der mit dem Stempelhub linear abnehmenden ringförmigen Kontaktfläche zwischen Halbzeug und Pressbüchsenwandung begründet. Bedingt durch die Kaltverfestigung steigt die lokale Flächenpressung an der Armierung an, jedoch überwiegt der Effekt der linearen Kontaktflächenabnahme gegenüber dem verfestigenden Werkstoff deutlich, weshalb die Abnahme der Radialkraft nahezu linear ist.

Dieses grundlegende Prozessverständnis aus dem konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressprozess kann als Erklärungsansatz für das Phänomen der mit der Stempel Eindringtiefe zunehmenden Werkstoffausnutzung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene genutzt werden. Analog zum konventionellen Fließpressen nimmt auch hier die ringförmige Kontaktfläche zwischen der aktiven und der passiven Umformzone linear mit dem Stempelhub ab. In Folge dessen reduziert sich in diesem Bereich auch die radial nach außen auf die passive Umformzone gerichtete Radialkraft mit zunehmendem Stempelhub. Zu Prozessbeginn führt die hohe Radialkraft im Übergangsbereich der aktiven und passiven Umformzone dazu, dass die Fließgrenze der passiven Umformzone überschritten wird. Infolgedessen fließt der Werkstoff dominant aus der aktiven Umformzone radial nach außen in die Blechebene, wodurch die passive Umformzone radial aufgeweitet wird. Bedingt durch diesen radial nach außen gerichteten Werkstofffluss wird der Werkstoff der passiven Umformzone in der Nähe des Übergangs lokal stärker umgeformt (Bild 23a), was zu einer erhöhten Festigkeitszunahme in diesem Bereich führt. Als Folge kommt es zur Erhöhung des Formänderungswiderstandes der passiven Umformzone gegenüber dem radial nach außen in die Blechebene gerichteten Werkstofffluss. Der über den Prozess zunehmende Formänderungswiderstand kombiniert mit der abnehmenden Radialkraft führt somit zur Verlagerung der Fließscheide radial nach außen, weshalb die Werkstoffausnutzung mit fortschreitender Stempel Eindringtiefe progressiv erhöht wird. Unterschreitet die Radialkraft einen kritischen Wert, bei welchem die eingebrachten tangentialen Zugspannungen am Rondendurchmesser die Fließspannung unterschreiten, fließt kein Werkstoff mehr aus der aktiven in die passive Umformzone und das Pin-Fließpressen aus der Blechebene nähert sich dem konventionellen Fließpressen an. Auch die leicht progressive Zunahme der Pinhöhe für das Fließpressen ohne Armierung oder passiver Umformzone (Bild 23b) kann mit der beschriebenen Theorie begründet werden. Bei diesem Prozess besteht für den unerwünschten radial nach außen gerichteten Werkstofffluss keine Fließbehinderung, weshalb der Werkstoff dominant nach außen fließt. Die erzielte Pinhöhe ist zunächst sogar geringer als beim Scherschneiden (Bild 24a). Dies liegt darin begründet, dass beim Scherschneiden der Werkstoff nicht gestaucht und radial nach außen verdrängt wird, da der Schneidstempel stets schmaler als die Schneidbuchse zu wählen ist. Mit fortschreitender Stempel Eindringtiefe entsteht beim Fließpressen ohne Armierung jedoch eine passive Umformzone, welche über den Prozessverlauf sowohl im Umfang als auch in der Festigkeit zunimmt und somit den Werkstofffluss kontinuierlich nach außen hemmt.

Anhand der drei Simulationen aus Bild 23 kann der Einfluss einer passiven Umformzone beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene isoliert werden, in dem stets bei einer identischen Stempel Eindringtiefe ausgewertet und ein ideal-starres Simulationsmodell genutzt wird. Die Simulationsergebnisse zeigen eindeutig, dass die passive Umformzone entscheidend für die Materialausnutzung ist und nicht etwa ein reduzierter Fließspalt zwischen Stempel und Matrize. Diese wichtige Erkenntnis wird auch bei der Analyse der weiteren Einflussparameter in Kapitel 5 genutzt, indem verstärkt auf die Veränderung der passiven Umformzone und deren Auswirkung auf die Ausformung der Pin-Struktur eingegangen wird.

Wie bereits in Bild 18 gezeigt, besteht eine weitere große Limitation hinsichtlich der Werkstoffausnutzung in der Ausformung von stempelseitigen Trichtern mit zunehmendem Stempelhub. Im Hinblick auf die Trichterausformung wird aus Bild 25 und dem Diagramm in Bild 24a nochmals deutlich, dass der Zeitpunkt des Auftretens von Trichtern nahezu unabhängig vom Materialflussgeschwindigkeitsgradienten vor und in der Kavität sowie von der Lage der Fließscheide ist. Für das konventionelle Fließpressen ist die durchschnittliche axiale Materialflussgeschwindigkeit bei einer Stempel Eindringtiefe von 1,1 mm um 96 % höher als beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene, beim Fließpressen ohne Pressbuchse hingegen um 65 % geringer. Der Materialflussgeschwindigkeitsgradient zwischen Pinmitte und Matrizenwandung an der Position direkt nach dem Einlaufradius beträgt für das konventionelle Fließpressen circa 67 %, beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene 28 % und beim Fließpressen ohne Pressbuchse lediglich 4 %. Die Stempelposition zu Beginn der Trichterausformung ist jedoch zunächst relativ vergleichbar für alle drei Randbedingungen, wodurch die Fließquerschnittstheorie aus Bild 20 und damit die analytische Beziehung aus Gl. (14) gestützt wird. Anhand der numerisch berechneten Materialflussgeschwindigkeiten für unterschiedliche Randbedingungen zu Beginn der Trichterausformung geht aus Bild 25 nachweislich hervor, dass die Restblechdicke und nicht der Materialflussgeschwindigkeitsgradient ursächlich für die Trichterausformung ist. Dieser Sachverhalt lässt den Schluss zu, dass die Trichterausformung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene mehr dem Ansaugeneffekt und nicht dem Chevronriss beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen ähnelt. Die Trichtertiefe nimmt beim konventionellen Fließpressen rapide, beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene moderat und beim Pin-Fließpressen ohne Pressbuchse nur geringfügig zu. Dies kann durch die Lage der Fließscheide begründet werden. Ab Erreichen der kritischen Restblechdicke nimmt die Trichtertiefe im gleichem Maße zu wie die Pinhöhe.

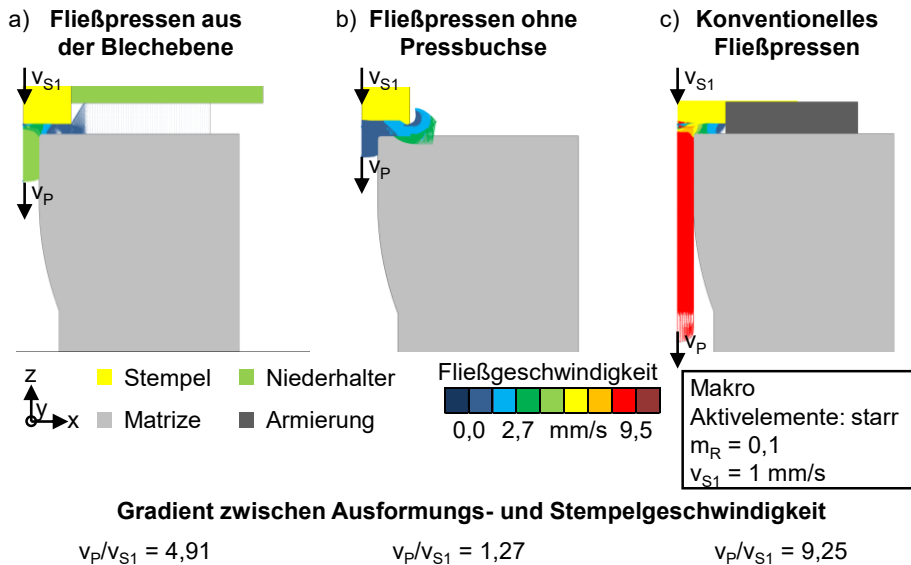


Bild 25: Materialflussgeschwindigkeit zu Beginn der Trichterausformung ($S_{\text{Rest}} = 0,36 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der unterschiedlichen Randbedingungen

Im Folgenden werden die numerisch identifizierten Verfestigungsmechanismen und die daraus resultierende Formfüllung in Abhängigkeit des Stempelhubes durch die Schliffbilder in Bild 26a-c experimentell verifiziert. Während der Kaltmassivumformung richtet sich das Gefüge in den Bauteilen aus, indem die Körner in Materialflussrichtung stark gedehnt und quer dazu gestaucht werden [137]. Im geätzten metallischen Gefüge wird dadurch ein so genannter Faserverlauf sichtbar, welcher an stark umgeformten Stellen ausgeprägte Fließlinien aufweist. Auf diese Weise ist somit eine nachträgliche Analyse des Werkstoffflusses anhand von Schliffbildern mit unterschiedlichen Prozessfortschritten zu einem gewissen Grad möglich.

Bei einem relativen Stempelhub von 25 % der Blechdicke (Bild 26a) ist eine relativ homogene Deformation des Gefüges über den gesamten Probenquerschnitt zu erkennen (Bild 26a). Die optisch kaum wahrzunehmende Gefügeverzerrung am Matrizeeinlauffradius und im Übergang zur passiven Umformzone deutet darauf hin, dass der Pin überwiegend durch den axialen Werkstofffluss geformt wird, weshalb die Formfüllung zu diesem Zeitpunkt nahezu identisch mit der Prozessgrenze des Scherschneides ist (Bild 18). Der Materialeinzug zwischen Stempel und Niederhalter sowie der bis zum Stempeldurchmesser flach abfallende Stempeldruck bestätigen die aus den numerischen Untersuchungen abgeleitete These, dass bis zu

diesem Prozessfortschritt der Werkstofffluss vorrangig radial nach außen in die Blechebene gerichtet ist.

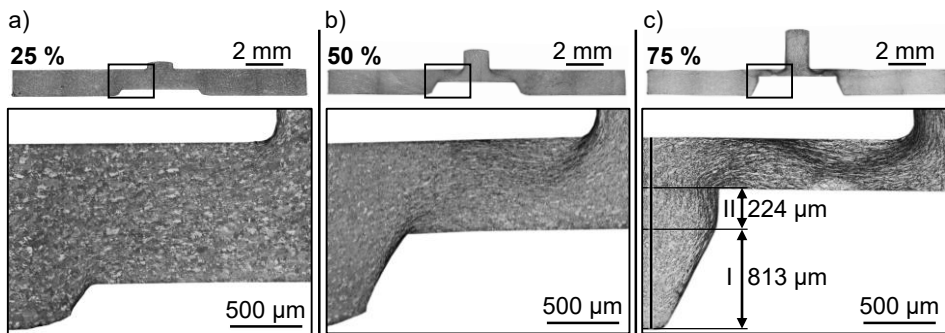


Bild 26: Evaluation der Pinhöhe und Verzerrung der Gefügestruktur in Abhängigkeit des relativen Stempelhubes anhand des Werkstoffs Cu-OFE-WB

Bei einem relativen Stempelhub von 50 % der Blechdicke sind erste deutlich ausgeprägte Fließlinien im Bereich des Matrizeneinlaufs sowie zwischen dem Stempelaußendurchmesser und der passiven Umformzone zu erkennen (Bild 26b). Dies in Kombination mit dem steiler in Richtung Stempel abfallenden Eindruck deutet auf einen höheren radialen Werkstofffluss in die Kavität hin als bei einem relativen Stempelhub von 25 %. Bei den verdichteten Fließlinien ist eine schwach ausgeprägte Diagonale zwischen dem Matrizeneinlaufsradius und dem Stempelaußendurchmesser zu erkennen. Diese zeigt sich, da der Werkstoff im Bereich des Matrizeneingangs und außen am Stempel die größte Umlenkung erfährt. Der Werkstoff zwischen diesen beiden Stellen verläuft aufgrund der Wandreibung und dem ausreichenden Fließspalt zwischen Matrize und Stempel mittig, wodurch eine Diagonale mit verdichteten Fließlinien sichtbar wird.

Mit weiterer Progression des Stempelhubes verändert sich der Fließlinienverlauf zunehmend (Bild 26c). Bei einem relativen Stempelhub von 75 % ist ein stark ausgeprägter, geschwungener Fließlinienverlauf zwischen dem Matrizeneinlauf und dem Übergang zur passiven Umformzone erkennbar. Fließlinien zeigen stets die komplette Umformhistorie, weshalb diese mit zunehmender Umformung an Ausprägung und Schärfe gewinnen. Die aktuelle Lage der Fließscheide, wie Sie aus den Simulationsbildern ausgeleitet werden kann, ist experimentell anhand von Schlibbildern nicht bestimmbar. Die deutlich sichtbare geschwungene Form der Fließlinien in Bild 26c ist dadurch zu erklären, dass die hohe Umlenkung am Matrizeneinlauf kombiniert mit der Wandreibung an Stempel und Matrize einen radialen Werkstofffluss, welcher primär aus der Blechmitte im Fließspalt zwischen Stempel und Matrize fließt, hervorrufen. Die Dicke dieses Fließspalts ist

indirekt proportional zum Stempelhub und nimmt, im gleichen Maße wie dieser zunimmt, ab. Bedingt durch die Abnahme der Restblechdicke in der aktiven Umformzone verändert sich der Winkel der Werkstoffumlenkung am Stempelaußendurchmesser hin zur passiven Umformzone. Der Winkel in welchem der Werkstoff umgelenkt wird, wird zunehmend steiler und auch die Position der Umlenkung wird kontinuierlich weiter nach unten verlagert. Durch den stark reduzierten Fließspalt verbunden mit deutlich steigenden Kontaktdrücken aus welchen eine höhere Reibkraft resultiert, fließt der Werkstoff zwischen Matrizeneingang und passiver Umformzone nicht mehr diagonal. Eine Werkstoffumlenkung in einem flacheren Winkel benötigt einen geringeren Kraftbedarf, weshalb der Werkstoff von der Matrizeiseite aus nach oben in die passive Umformzone fließt. Darüber hinaus fließt der Werkstoff beim Übergang von der aktiven in die passive Umformzone stets dominant in Richtung des Niederhalters, da der Werkstoff in der passiven Umformzone oberhalb des Stempeleindrucks, durch die fehlende aktive Umformzone und den Hohlraum am Stempeleindruck an dieser Stelle, über einen geringeren Formänderungswiderstand verfügt. Der grundsätzliche Zusammenhang mit dem flacheren Umlenkwinkel gilt auch für den Werkstofffluss aus der aktiven Umformzone in den Pin. Da dieser in der z-Richtung umgekehrt gerichtet ist, fließt hier der Werkstoff von der Stempelseite in Richtung Kavität. Die Fließscheide liegt zwischen den beiden lateral gegensätzlich gerichteten Werkstoffflussrichtungen, wodurch die markanten S-förmig geschwungenen Fließlinien entstehen.

Weiterhin bestätigen sich im Experiment bei Untersuchung des Stempelindrucks in Bild 26c die numerisch gewonnenen Erkenntnisse aus dem Diagramm in Bild 18. Die Messung und Analyse des Stempelindrucks ist ein guter Indikator zur Bestimmung des Werkstoffflusses in Abhängigkeit der Stempel Eindringtiefe. In Zone I ist der Eindruck kegelförmig und der Durchmesser nimmt kontinuierlich bis zu einer Stempel Eindringtiefe von $x_s = 813 \mu\text{m}$ (62 %) ab, bis annähernd der Stempeldurchmesser von 4 mm erreicht ist. Die Abnahme des Eindruckdurchmessers ist ein Indiz dafür, dass mit zunehmendem Stempelhub der unerwünschte lateral nach außen gerichtete Werkstofffluss abnimmt. Ab Erreichen von Zone II ist der Stempelindruck nahezu zylindrisch, was auf einen erwünschten dominant in Richtung Kavität gerichteten Werkstofffluss hindeutet. Der Übergangsbereich zwischen den zwei Zonen liegt im Diagramm aus der numerischen Analyse in Bild 18 zwischen den Bereichen II und III. Auch hier ist eine deutliche Zunahme der Pinhöhe und eine deutliche Verschiebung des Prozesses vom Scherschneiden hin zum konventionellen Fließpressen erkennbar.

In Bild 27 ist die prozesscharakteristische Festigkeitsverteilung anhand eines Schliffbildes aus dem Experiment und der numerisch berechneten Fließspannung bei einem relativen Stempelhub von 75 % vergleichend für den Werkstoff Cu-OFE-WB dargestellt. Die Abweichung hinsichtlich der Trichtertiefe zwischen Simulation und Experiment können möglicherweise auf die elastische Modellierung des FE-Modells zurückgeführt werden. Der Einfluss der elastischen Werkzeugmodellierung wird durch den Vergleich der Diagramme aus Bild 18 (elastisch) und Bild 24 (starr) veranschaulicht. Bei einer starren Modellierung würde in Bild 27 kein Trichter prognostiziert werden. Die Berücksichtigung der Werkzeugsteifigkeit führt somit zu einer früheren Trichterprognose. Da für die elastische Werkzeugmodellierung lediglich die Aktivelemente ohne Berücksichtigung der Steifigkeit des Werkzeugaufbaus genutzt wurden, könnte dies ein möglicher Grund dafür sein, dass der Trichter aus der Simulation ausgeprägter als im Experiment ist.

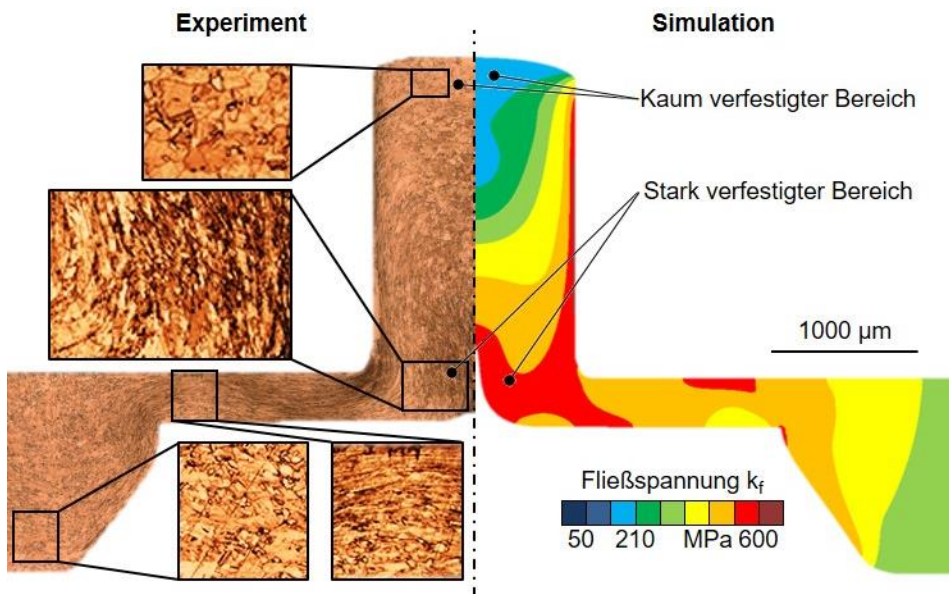


Bild 27: Vergleich der Gefügestruktur aus dem Experiment anhand von geätzten Schliffbildern mit der numerisch berechneten Fließspannungsverteilung für Cu-OFE-WB

Durch den direkten Vergleich der Fließlinien aus dem Schliffbild mit der berechneten Fließspannung aus der Simulation wird sofort deutlich, dass für die Bereiche mit einer hohen Fließliniendichte auch eine hohe Festigkeit in der Simulation prognostiziert wird [P3]. Die hohe Festigkeit konnte darüber hinaus auch indirekt experimentell durch Mikrohärtemessungen nachgewiesen werden, welche qualitativ mit der numerisch berechneten

Werkstofffestigkeit und der Fließliniendichte aus den Schlifffbildern korreliert [P14]. Aus der Analyse der lokalen Festigkeitsverteilung wird ersichtlich, dass der Pinkopf durch den Prozess am geringsten verfestigt, da an dieser Stelle das metallische Gefüge nahezu unverzerrt und ähnlich dem Ausgangszustand (Bild 4) ist. Diese Eigenschaft wurde bereits im Jahr 2012 von Stellin et al. [111] entdeckt, weshalb vor allem dieser Bereich für weitere Umformoperationen in Folgestufen von großem Interesse ist (Kapitel 6). Der Grund für diese Eigenschaft liegt darin, dass der Pinkopf zu Prozessbeginn ausgeformt wird, wo der Werkstofffluss in diesem Bereich überwiegend axial, ähnlich dem Scherschneiden, gerichtet ist.

Die Gefügeverzerrung bzw. der Festigkeitszuwachs wird durch die radialen Werkstoffflussanteile in Richtung Kavität hervorgerufen, welche zunächst zwischen Stempel und Matrize gestaucht und beim Eintritt in die Kavität stark umgelenkt werden und somit kalt verfestigen. Mit zunehmendem Hub steigen aufgrund der oben beschriebenen fundamentalen Zusammenhänge die radialen Anteile, weshalb der Pin in Richtung Blech immer fester wird und stets die maximale Festigkeit am Pinfuß erreicht.

Durch die hohe Stauchung von 75 % ist der Bereich zwischen Stempel und Matrize ebenfalls stark verfestigt und das Gefüge entgegen der Stempelbewegungsrichtung lateral in Blechebenenrichtung gerichtet. Das Gefüge direkt unter dem Niederhalter in der passiven Umformzone weist hingegen keine eindeutige Verzerrung auf und auch die Festigkeitszunahme in diesem Bereich ist eher gering.

5.2.2 Weitere prozesseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene

Neben der in Abschnitt 5.2.1 untersuchten Stempeleindringtiefe werden in diesem Abschnitt der Niederhalterdruck und die Tribologie als weitere prozesseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene analysiert. Die grundlegenden Wirkmechanismen werden anhand der Modellvorstellungen der Fließquerschnittstheorie (Bild 20) und dem Umformzonen-Prozessmodells (Bild 22) aus Abschnitt 5.2.1 erläutert. Im Folgenden wird der Einfluss des Niederhalterdrucks und der Tribologie auf die erreichbare Pinhöhe, die Werkstoffausnutzung und die Trichterausformung bewertet. Bei der Analyse der Tribologie wurden dabei neben einer geschmierten und trockenen Umformung auch eine Adaption der Blechoberfläche durch Raustrahlen untersucht.

Niederhalterdruck

Eine weitere prozessseitige Einflussgröße beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene stellt der Niederhalterdruck dar. Mit diesem lässt sich der Kontaktdruck am Blech in der passiven Umformzone einstellen. Aus dem Stand der Technik sind bereits zahlreiche Arbeiten bekannt, in welchen mit unterschiedlichen Randbedingungen Pins aus der Blechebene ausgeformt wurden [11]. Hirota [11] hat schon im Jahr 2007 nachgewiesen, dass durch das Weglassen eines Niederhalters eine matrizenseitige Aufwölbung des Bleches um den Pin resultiert. Diese konnte durch eine Verschraubung des Niederhalters mit der Matrize erheblich reduziert werden. Jedoch liegt dennoch bei einer hohen Niederhalterkraft eine lokale Aufwölbung und Aufdickung des Bleches vor [107]. Dies hat sich auch in den Arbeiten von Ghassemali et al. [108] bestätigt. In den Arbeiten von Stellin et al. [111] und Lim et al. [112] wurde bewusst eine Lücke zwischen Stempel und Niederhalter eingebracht, um eine unkontrollierte Blechaufweitung zu verhindern. Diese Aussparung ruft wiederum zusätzlich eine stempelseitige Wulst hervor. Darüber hinaus konnte im Stand der Technik gezeigt werden, dass durch die Einspannung des Bleches zwischen Niederhalter und Matrize die Pinhöhe gesteigert werden kann [11].

Bei der Studie der Arbeiten aus dem Stand der Technik drängt sich die Frage nach der idealen Einstellung des Niederhalterdrucks sowie des Niederhalterdesigns hinsichtlich der Werkstoffausnutzung und der Handhabung in Folgestufen auf. Deshalb wurden im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit die Auswirkung unterschiedlicher Niederhalterdrücke zwischen 0 und 200 MPa untersucht. Die Maximierung der Werkstoffausnutzung ist stets ein übergeordnetes Ziel. Aus diesem Grund wurde auf eine Aussparung des Niederhalters am Stempel verzichtet, da diese den Formänderungswiderstand an der Stelle reduziert und somit die erreichbare Werkstoffausnutzung verschlechtert. Zur Realisierung einer zuverlässigen Handhabung werden im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit in Abschnitt 7.2 unterschiedliche Beschnittlayouts des Bandes analysiert und bewertet.

In Bild 28 sind Aufnahmen und Schliffbilder nach dem Pin-Fließpressen aus der Blechebene mit unterschiedlichen Niederhalterdrücken dargestellt. Bei der Prüfung der Aufnahmen ist bereits mit bloßem Auge ein deutlicher Anstieg der Pinhöhe mit zunehmendem Niederhalterdruck erkennbar. Ebenso fällt die große Aufwölbung bei Weglassen des Niederhalters (Bild

28a₁/b₁) auf. Eine derart große Aufwölbung wäre in einer mehrstufigen Prozesskette nicht handhabbar, weshalb der Einsatz eines Niederhalters zwingend erforderlich ist.

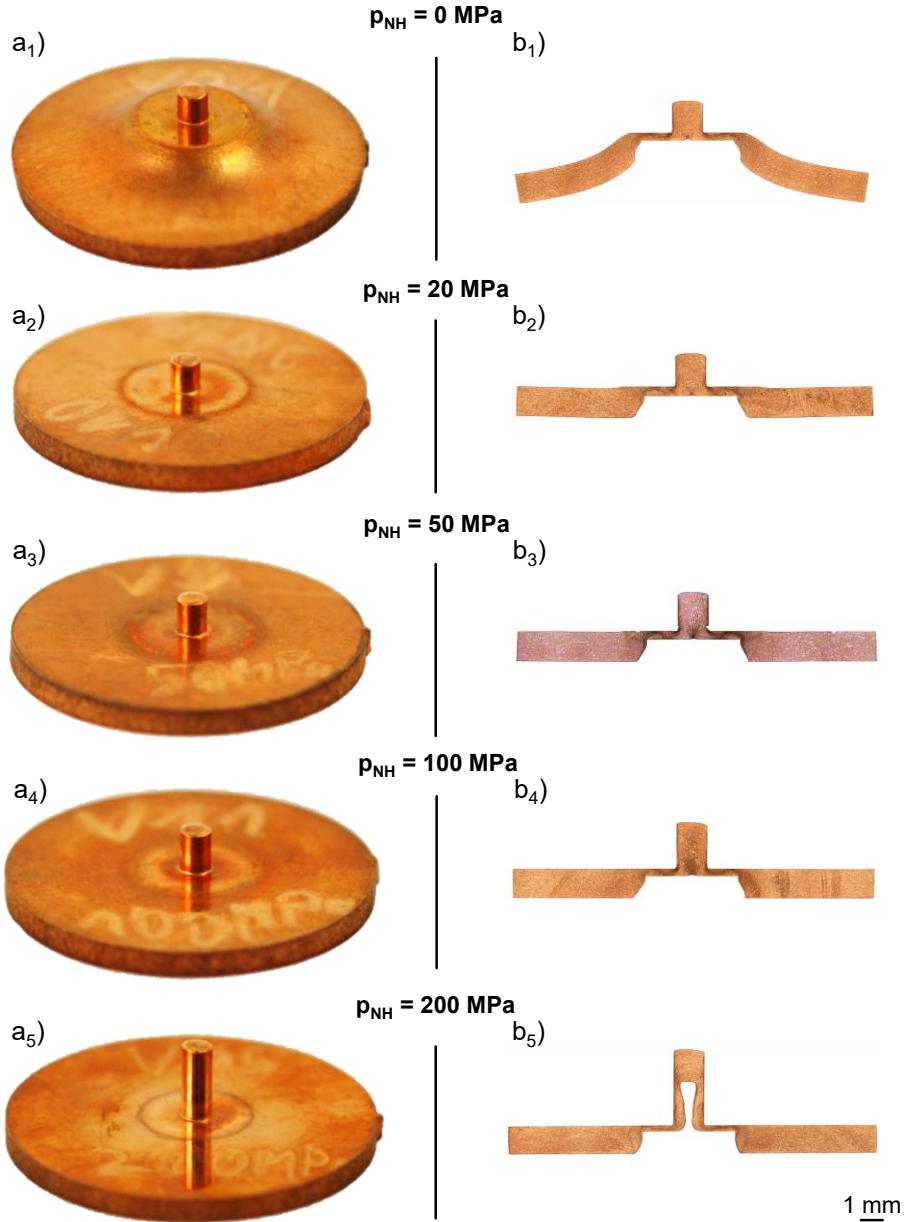


Bild 28: a) Aufnahmen und b) Schlibfbilder der umgeformten Ronden aus Cu-OFE-WB für unterschiedliche Niederhalterdrücke

Mit zunehmendem Niederhalterdruck nimmt die Blechaufwölbung durch die auf die Blechoberfläche wirkende Niederhalterkraft erheblich ab. Bei einem Niederhalterdruck von $\rho_{NH} = 20$ MPa (Bild 28a₂/b₂) ist noch eine leichte Aufwölbung erkennbar, da der erzwungene Werkstofffluss nach oben in die passive Umformzone eine noch stärkere Flächenpressung erzeugt, als durch den Niederhalter aufgebracht wird. Bei einem anfänglichen Niederhalterdruck von $\rho_{NH} = 50$ MPa ist keine Aufwölbung mehr sichtbar. Hier überschreitet allerdings der Niederhalterdruck bereits die Anfangsfließspannung von $k_{f0} = 40$ MPa. Infolgedessen liegt auch bei den höheren Niederhalterdrücken von 100 und 200 MPa keine Aufwölbung mehr vor. Allerdings zeigt sich bei 200 MPa ein stark ausgeformter Trichter, welcher mehr als den halben Pin durchsetzt. Die Ursache für diesen großen Trichter liegt darin begründet, dass der hohe Niederhalterdruck von $\rho_{NH} = 200$ MPa das Blech bereits plastisch staucht und somit die Blechdicke reduziert. Für die Untersuchung in Bild 28 wurde stets die gleiche Stempel Eindringtiefe genutzt. Bedingt durch das ausgedünnte Blech vom Niederhalter ist die Restblechdicke für $\rho_{NH} = 200$ MPa bei gleicher Stempel Eindringtiefe geringer, weshalb gemäß Gl. (14) die Trichterausformung früher einsetzt. Aus den Schlibbildern (Bild 28b₁-b₅) wird auch deutlich, dass ein ausreichend hoher Niederhalterdruck und die Verwendung eines Niederhalters, welcher bündig mit dem Stempel abgeschlossen ist, eine Wulst um den Bereich des Stempelindrucks verhindert. Dies führt zu einer signifikanten Verbesserung des Stoffflusses in den Pin und somit zu einer höheren Werkstoffausnutzung.

Die mit bloßem Auge erkennbaren Zusammenhänge aus Bild 28 sind quantitativ in den Diagrammen in Bild 29 dargestellt. Durch einen Einsatz des Niederhalters bei 50 MPa kann die Pinhöhe gegenüber dem Pin-Fließpressen ohne Niederhalter um 21 % gesteigert werden.

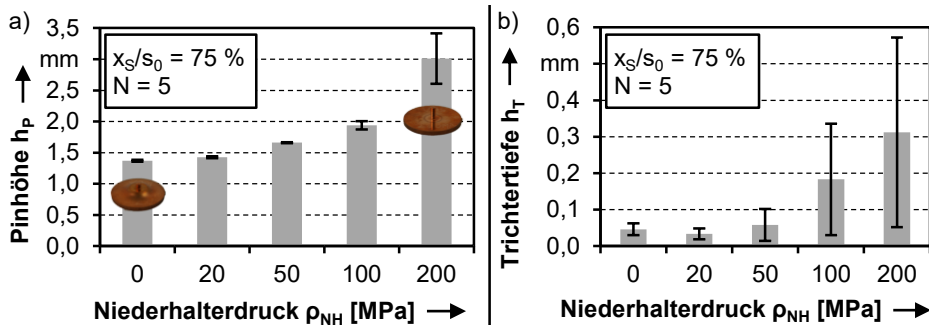


Bild 29: Einfluss des Niederhalterdrucks auf die a) Pinhöhe und b) die Trichtertiefe nach [P8]

Die Standardabweichung der Pinhöhe ist mit 0,48 % bei einem Niederhalterdruck von 50 MPa am geringsten. Insgesamt kann die Standardabweichung als sehr klein und damit das Pin-Fließpressen aus der Blechebene als wiederholgenauer Prozess bewertet werden. Noch höhere Niederhalterdrücke führen zu einem weiteren Anstieg der Pinhöhe um 41 % (100 MPa) bzw. 120 % (200 MPa) gegenüber der Umformung ohne Niederhalter. Neben dem positiven Effekt der höheren Materialausnutzung führen sehr hohe Niederhalterdrücke ($p_{NH} \gg k_f$) zu einer deutlichen Zunahme der Standardabweichung von bis zu 14 % (200 MPa).

Die Zunahme der Pinhöhe mit steigendem Niederhalterdruck kann durch das Coulombsche Gesetz (Gl. 15) begründet werden [138]. Die Normalkraft F_N entspricht in diesem Anwendungsfall der Niederhalterkraft. Die resultierende Reibkraft zwischen Werkstück/Niederhalter und Werkstück/Matrize, welche an der passiven Umformzone angreift, nimmt direkt proportional mit dem Proportionalitätsfaktor der Niederhalterkraft zu. Diese Reibkraft wirkt dem unerwünschten lateralen Werkstofffluss in die Blechebene entgegen und führt somit zu einer Erhöhung des Formänderungswiderstandes der passiven Umformzone.

$$F_R = \mu \times F_N \quad (15)$$

Bei Untersuchung der durchschnittlichen Trichtertiefe in Bild 29b fällt auf, dass sich diese zwischen 0 bis 50 MPa auf einem vergleichbarem geringen Niveau von maximal 58 μm bewegt. Mit weiterer Zunahme des Niederhalterdrucks kommt es mit einer Vervierfachung (100 MPa) beziehungsweise Versiebenfachung (200 MPa) zu einem erheblichen Anstieg der Trichtertiefe und auch der Streuung. Die Zunahme der Trichtertiefe kann auch hier wieder durch den erhöhten Werkstofffluss in die Kavität und der damit verbundenen größeren Pin- bzw. Trichterausformung begründet werden. Mit einem Niederhalterdruck von $p_{NH} = 200$ MPa wurde eine maximale Trichtertiefe von 0,534 mm mit dem optischen Messgerät gemessen. Besonders auffällig ist der außerordentlich große Trichter in Bild 28b₅. Dieser zeigt sich im Schlibfbild wesentlich tiefer als in der optischen Messung (Bild 29b). Der Grund für die Abweichung liegt in der schwierigen bzw. unvollständigen Ausleuchtung des engen Trichters bei der konfokalen Messung. Vor diesem Hintergrund hat die optisch gemessene Trichtertiefe aus Bild 28b eher einen qualitativen Charakter.

Neben der Ausformung des Pins ist auch die Deformation des Blechhalbzugs durch die Umformung von entscheidender Bedeutung. Eine große Aufweitung kann zu einer erschwerten Handhabung in einem späteren

Serienprozess führen und somit den entscheidenden Vorteil der mehrstufigen Mikromassivumformung aus der Blechebene zunichtemachen [123]. In Tabelle 6 ist der Rondendurchmesser nach Umformung sowie die prozentuale Aufweitung der Ronde durch die Umformung für die unterschiedlichen Niederhalterdrücke angegeben.

Tabelle 6: Aufweitung des Rondendurchmessers in Abhängigkeit des Niederhalterdrucks für Cu-OFE-WB; N = 5

p_{NH} (MPa)	20	50	100	200
d_R (mm)	15,411	15,462	15,615	15,927
Δd_R (%)	2,7	3,1	4,1	6,2

Für die Umformung ohne Niederhalter (0 MPa) konnte aufgrund der großen Aufwölbung (Bild 28a₁/b₁) kein sinnvoller Wert für die Durchmesser-
aufweitung bestimmt werden. Grundsätzlich nimmt die Aufweitung des Rondendurchmessers bei zunehmender Materialausnutzung ab, da mehr Werkstoffvolumen in den Pin und nicht radial nach außen verdrängt wird [123]. Hinsichtlich der Einflussgröße des Niederhalterdrucks ist dies allerdings nicht der Fall. Mit zunehmendem Druck wird der Werkstofffluss in Blechdickenrichtung gehemmt, wodurch der verdrängte Werkstoff in der passiven Umformzone weniger in Blechdickenrichtung, sondern mehr radial nach außen fließt. Bei Niederhalterdrücken von $p_{NH} > k_f$ wird die passive Umformzone zusätzlich durch den Niederhalter gestaucht, was zu einer weiteren Zunahme der Aufweitung führt.

Unter Berücksichtigung der Pinhöhe, der Trichtertiefe und der Rondenaufweitung, welche für die Handhabung in Folgestufen eine hohe Relevanz besitzt, ist ein möglichst hoher Niederhalterdruck, welcher aber stets unterhalb der Fließspannung k_f liegt zu empfehlen [P8]. Im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit wurden unterschiedliche Werkstoffe geprüft. Zur Wahrung der Vergleichbarkeit zwischen den Werkstoffen ist es erforderlich, dass der Niederhalterdruck in Relation zur Werkstofffestigkeit gewählt wird. Das in dieser Arbeit genutzte Werkzeugsystem lässt keine exakte Regelung des Niederhalterdrucks in Höhe der Fließspannung k_f während der Umformung zu. Deshalb wurde für alle untersuchten Werkstoffe ein anfänglicher Niederhalterdruck von 99 % der Anfangsfließspannung k_{f0} eingestellt.

Tribologie

Das Pin-Fließpressen aus der Blechebene ist dem Zapfenpressen nach Burgdorf [139] als kombinierter Stauch und Fließpressvorgang ähnlich.

Beim Zapfenpressen konnte ein großer Einfluss der Reibbedingung auf die Lage der Fließscheide und damit auf die erreichbaren Zapfenhhen identifiziert werden [139]. Je höher die Reibung beim Zapfenpressen ist, desto mehr wird der radiale Werkstofffluss nach außen gehemmt und die Zapfenhhe nimmt zu [140]. Im Rahmen der für diese Arbeit durchgeführten Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene ebenfalls diese Abhängigkeit zwischen der Reibung und der Pinhöhe existiert [P1]. Anhand von numerischen Ergebnissen wurde gezeigt, dass eine höhere Reibung zu größeren Pins und damit zu einer verbesserten Werkstoffausnutzung führt [P1].

Zur Erarbeitung eines tiefgründigen Verständnisses wurden weitere numerische Simulationen mit unterschiedlichen globalen Reibfaktoren zwischen $0,025 \leq m_R \leq 0,500$ durchgeführt und dabei der Reibungseinfluss auf die Entwicklung der Pinhöhe mit zunehmender Stempeleindringtiefe analysiert. In Bild 30 sind die numerisch berechneten Pinhöhen in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe für die Reibfaktoren $m_R = 0,025$ und $m_R = 0,400$ dargestellt.

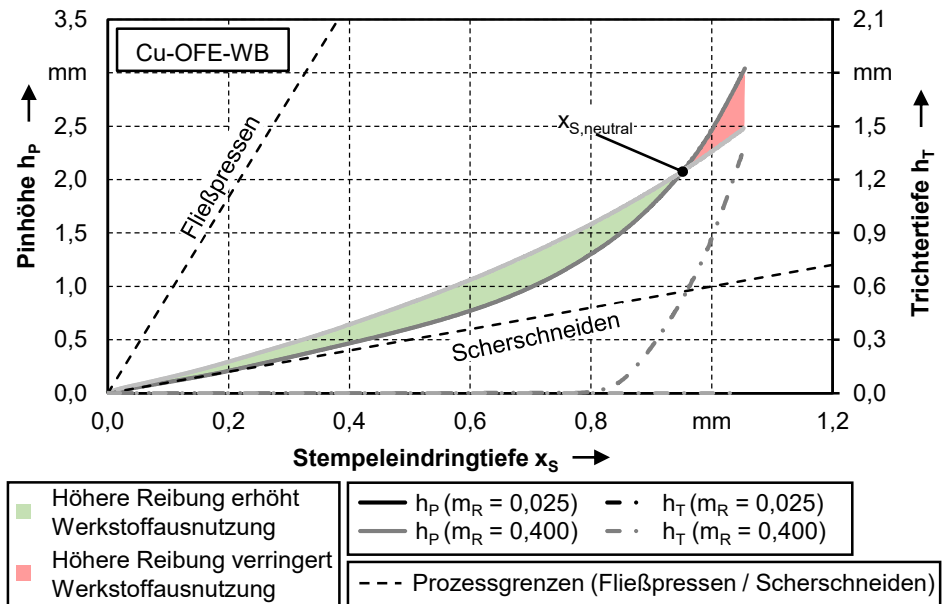


Bild 30: Numerisch berechnete Pinhöhe in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe für unterschiedliche globale Reibfaktoren $m_R = 0,025$ (geringe Reibung) und $m_R = 0,400$ (hohe Reibung)

Bei Auswertung des Kurvenverlaufs wird deutlich, dass die höhere Reibung ($m_R = 0,400$) zunächst die Werkstoffausnutzung verbessert, die Erhöhung

jedoch nicht über den Prozess konstant ist. Für eine Stempeleindringtiefe von circa $x_S = 0,66$ mm ist der Unterschied zwischen den zwei Reibzuständen hinsichtlich der Pinhöhe maximal. Ab einer bestimmten Stempeleindringtiefe ($x_{S,neutral}$) schneiden sich die beiden Kurven und das FE-Modell prognostiziert an dieser Stelle sowohl für die geringe als auch für die hohe Reibung eine identische Pinhöhe. Bei sehr hohen Stempeleindringtiefen von $x_S \geq x_{S,neutral}$ führt eine hohe Reibung in der Simulation jedoch zu einer Abnahme der Pinhöhe. Der Grund für diesen Effekt kann ebenfalls durch das Umformzonen-Prozessmodell (Bild 22) plausibilisiert werden. Bei geringen Stempeleindringtiefen fließt der Werkstoff dominant radial nach außen in die Blechebene. Der Werkstoffanteil, welcher in die Kavität verdrängt wird, fließt überwiegend axial oder radial aus der Mitte des Bleches. In dieser Prozessphase führt somit eine hohe globale Reibung dazu, dass der radial nach außen gerichtete Werkstofffluss durch die höhere Reibkraft in der passiven Umformzone gehemmt wird, wodurch die Pinhöhe zunimmt. Wie bereits oben bei der Einflussgröße „Stempeleindringtiefe“ beschrieben, verlagert sich die Fließscheide mit zunehmender Stempeleindringtiefe radial nach außen, wodurch der Werkstofffluss in Richtung Kavität immer dominanter wird. Eine hohe globale Reibung hat in dieser Prozessphase zur Folge, dass auch der Werkstofffluss in Richtung Kavität in der aktiven Umformzone sowie der axiale Werkstofffluss in der Kavität gehemmt wird, wodurch die Pinhöhe für Stempeleindringtiefen von $x_S \geq x_{S,neutral}$ mit zunehmender Reibung abnehmen.

Weiterhin ist Bild 30 zu entnehmen, dass für den hohen Reibfaktor ($m_R = 0,400$) keine Trichterausformung auftritt. Dies ist dadurch zu begründen, dass der hohe globale Reibfaktor an der Kavitätswandung zu einer hohen Reibkraft führt, welche der Trichterausformung entgegenwirkt. Bei den numerischen Analysen (Bild 30; Bild 31) ist zu berücksichtigen, dass die Reibfaktoren in der Simulation als global angenommen worden sind. Im Experiment kann die Reibung durch Maßnahmen, wie Trockenumformung, Schmierung oder Raustrahlen, gezielt eingestellt werden [P1]. Eine derartige Veränderung der tribologischen Bedingungen führt jedoch zu keiner global gleich hohen Reibungskraft, da prozessbedingt die lokale Flächenpressung stark variiert. Aus diesem Grund ist davon auszugehen, dass es im Experiment auch bei hoher Reibung zu einer Ausformung des Trichters kommt.

Im Diagramm (Bild 31) ist die Abhängigkeit der Pinhöhe vom globalen Reibfaktor und der Stempeleindringtiefe detaillierter dargestellt. Für Stempeleindringtiefen $x_S \leq x_{S,neutral}$ nimmt die Pinhöhe proportional mit der Erhöhung des Reibfaktors zu. Bei der Eindringtiefe von $x_{S,neutral}$ bleibt die

Pinhöhe für alle Reibfaktoren nahezu konstant. Oberhalb der kritischen Eindringtiefe ($x_S \geq x_{S,neutral}$) entwickelt sich die Pinhöhe mit zunehmendem Reibfaktor regressiv und erreicht bei einem Reibfaktor von $m = 0,225$ ein Plateau.

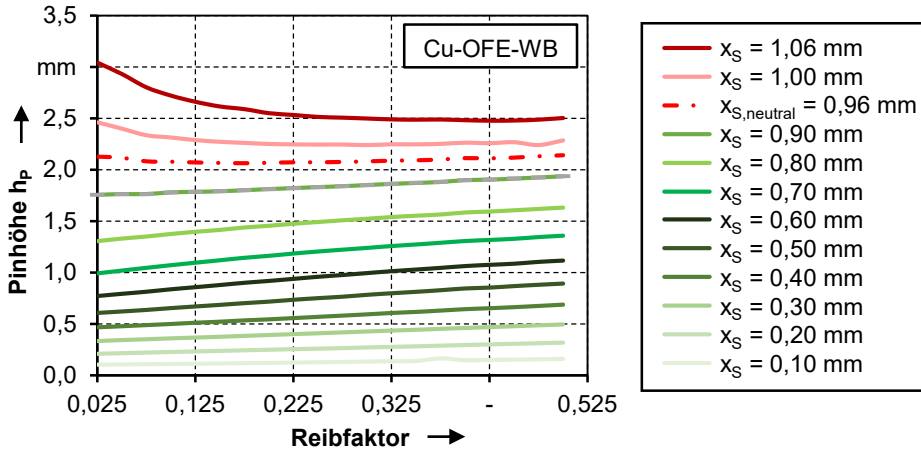


Bild 31: Pinhöhe in Abhängigkeit des Reibfaktors und der Stempel Eindringtiefe

Zur experimentellen Verifikation der numerischen Ergebnisse wurde das Pin-Fließpressen aus der Blechebene für vier unterschiedliche tribologische Bedingungen bei verschiedenen auf die Blechdicke bezogenen Eindringtiefen von 25 %, 50 % und 75 % durchgeführt. Die unterschiedlichen tribologischen Bedingungen wurden mittels trockener und geschmierter Umformung sowie der Nutzung von walzglatten und raugestrahnten Blechoberflächen realisiert. Für das Raustrahlen kam die Mikrostrahlanlage PEENMATIC 770S (Fa. iepco AG, Höri, Schweiz) mit Strahlmittelvorbeschleunigung und Förderinjektoreinheit zum Einsatz. Die Strahlparameter wurden auf Basis von Voruntersuchungen so gewählt, dass eine plastische Deformation der Halbzeuge durch die eingebrachten Eigenspannungen weitestgehend vermieden wird [S3]. Als Strahlmedium wurde das abrasive Mikrostrahlmittel MS 4090A (Fa. iepco AG; Höri; Schweiz) genutzt. Charakteristisch für dieses Strahlgut sind spitze Aluminiumoxydkörner mit einer mittleren Korngröße zwischen 100-400 μm . Laut Vierzigmann [128] kommt es beim Abrasivstrahlen vor allem in den ersten Sekunden zu einer erheblichen Vergrößerung der Topographietiefe. Nach circa 15 Sekunden wird eine Sättigung und damit ein Endwert für die Rauheit erreicht. Unter Berücksichtigung dieses Sachverhalts wurde die Bestrahlungsdauer im Rahmen dieser Untersuchungen auf 15 Sekunden festgelegt. Ein konstanter Strahlabstand von 40 mm wurde durch den Einsatz einer eigens dafür konstru-

ierten Vorrichtung sichergestellt. Der Strahldruck betrug 2 bar. Die Vorbeschleunigung des Mikrostrahlmediums wurde auf 1 bar eingestellt. In Bild 32 sind die Oberflächentopographien und die Rauheitskennwerte für die gewalzte und raugestrahlte Blechoberfläche dargestellt. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass das Abrasivstrahlen zu deutlich höheren Profiltiefen und somit zu höheren Rauheitskennwerten führt.

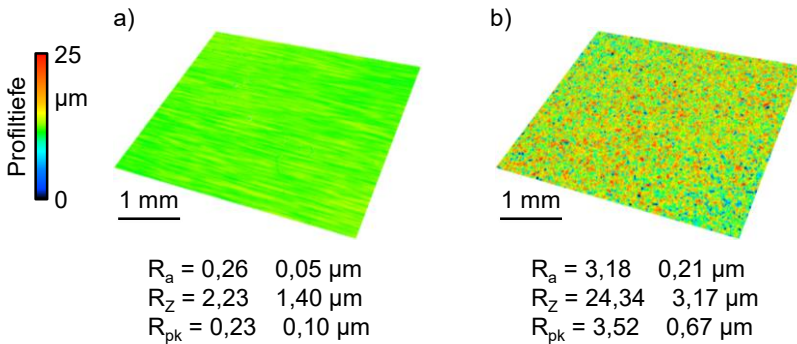


Bild 32: Topographie und Rauheit der a) glatten und b) abrasivgestrahlten Cu-OFE-WB Ronde gemessen mittels konfokaler Laserscanningmikroskopie; Objektiv: 20x

Zur Schmierung wurde das Fließpressöl Dionol ST V 1725-2 (Fa. MKU-Chemie GmbH; Rödermark) mit einer Flächenbenetzung von mindestens 10 g/m² genutzt. Vor der Trockenumformung wurden die Werkzeuge sowie die verwendeten Halbzeuge gründlich mit Aceton gereinigt. Durch die unterschiedlichen tribologischen Bedingungen können Reibfaktoren im Bereich zwischen $0,07 \leq m_R \leq 0,50$ eingestellt werden [P1].

Im Balkendiagramm (Bild 33) sind die erreichten Pinhöhen für unterschiedliche tribologische Systeme und Stempel Eindringtiefen dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse bestätigen zunächst die oben vorgestellten numerischen Erkenntnisse. Eine höhere Reibung (Trockenumformung) führt zu einer größeren Pinhöhe bei identischer Stempel Eindringtiefe. Allerdings konnten trotz dem Überschreiten der Eindringtiefe ($x_{S,neutral}$) keine höheren Pins für die mittels Schmierung reduzierte Reibung nachgewiesen werden. Für diese Diskrepanz zwischen Numerik und Experiment ist vor allem ein Grund anzuführen. Bei der numerischen Untersuchung aus Bild 30 und Bild 31 ist zu berücksichtigen, dass die Reibfaktoren global angenommen wurden. Im Experiment wird durch Maßnahmen, wie Trockenumformung oder Raustrahlen in der Kavität, dennoch keine so hohe Reibung erreicht, da hier die Flächenpressung geringer ist als zwischen Niederhalter und Stempel. Infolge dessen liegen im Experiment lokal unterschiedliche Reibbedingungen vor welche dazu führen, dass der deutliche Effekt bei $x_{S,neutral}$ ausbleibt. Neben der Trockenumformung führt auch

das Aufrauen der Blechoberfläche zu einer Steigerung der Werkstoffausnutzung, da sich die größeren Rauheitsspitzen besser in der Werkzeugoberfläche verhaken und dadurch die Reibkraft erhöhen.

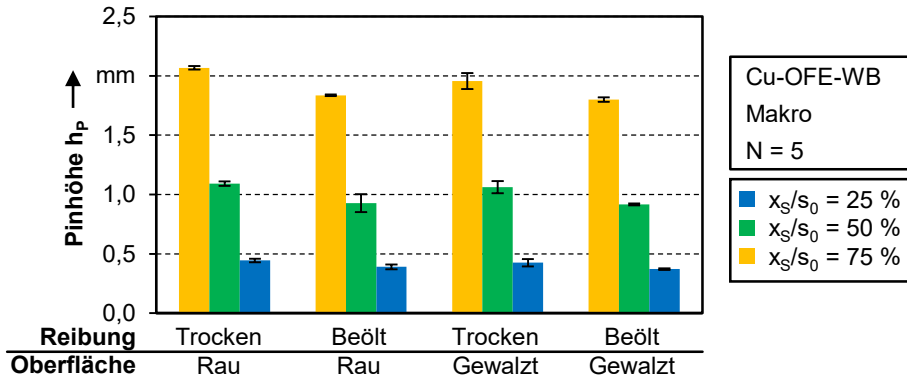


Bild 33: Pinhöhen für unterschiedliche auf die Blechdicke bezogene Stempeleindringtiefen bei unterschiedlichen tribologischen Bedingungen

Für eine bessere Übersicht sind die prozentual erreichten Pinhöhen in Abhängigkeit der Referenzpinhöhe (beölt; gewalzt) für die unterschiedlichen tribologischen Systeme in Tabelle 7 gegenübergestellt. Die Referenzpinhöhe ist infolgedessen mit jeweils 100,0 % angegeben. In Tabelle 7 fällt auf, dass die Wirkung unterschiedlicher tribologischer Systeme für die geringere Stempeleindringtiefe von $x_s/s_0 = 25\%$ am größten ist und bei weiterer Zunahme der Stempeleindringtiefe abnimmt. Dieser Zusammenhang bestätigt wiederum die numerischen Erkenntnisse aus Bild 30 und Bild 31.

Tabelle 7: Prozentual erreichte Pinhöhen verglichen mit der Referenzpinhöhe (beölt; gewalzt) zur Bewertung der Wirkung unterschiedlicher Tribosysteme; N = 5

Reibung	Oberfläche	x _s /s ₀ = 25 %	x _s /s ₀ = 50 %	x _s /s ₀ = 75 %
Trocken	Rau	119,6 %	119,1 %	114,8 %
Beölt	Rau	105,1 %	101,2 %	101,9 %
Trocken	Gewalzt	114,7 %	115,9 %	108,6 %
Beölt	Gewalzt	100,0 %	100,0 %	100,0 %

Die höchsten Pins und damit die beste Werkstoffausnutzung wurde für trocken umgeformte, abrasivgestrahlte Halbzeuge erzielt. Für eine allgemeingültige Aussage ist an dieser Stelle jedoch zu beachten, dass das Abrasivstrahlen nicht nur die Oberflächentopographien, sondern auch die mechanischen Eigenschaften der gestrahlten Halbzeuge verändert [P16]. Für das

wärmebehandelte Kupferblech ist dieser Sachverhalt anhand von Mikrohärtemessungen in Bild 34 dargestellt. Das wärmebehandelte Ausgangsblech hat eine homogene Härteverteilung zwischen 60-87 HV_{0,01}. Durch das Abrasivstrahlen verfestigt das Blech über den kompletten Querschnitt. Dabei kommt es im Bereich der Blechmitte zu einem Härteanstieg auf 87-100 HV_{0,01}. Die größte Verfestigung liegt im Randbereich mit einer Härte zwischen 113-167 HV_{0,01} vor, da hier das Mikrostrahlmedium auf die Blechoberfläche trifft und so zu den größten lokalen Deformationen führt.

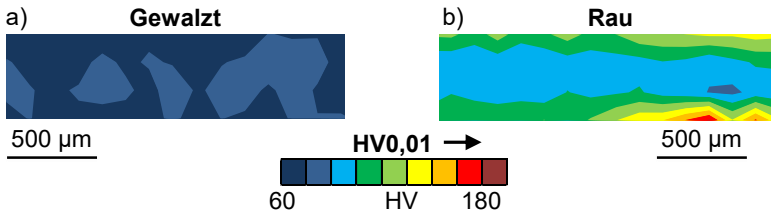


Bild 34: Härteverteilung über den Blechquerschnitt von Cu-OFE-WB vor (a) und nach (b) dem Raustrahlen

Vor diesem Hintergrund ist zu berücksichtigen, dass nicht nur die höhere Rauheit, sondern auch die lokal unterschiedliche Vorverfestigung durch das Abrasivstrahlen der Grund für die verbesserte Werkstoffausnutzung sein könnte. Dieser Sachverhalt wird in Abschnitt 5.2.3 näher beleuchtet. Grundsätzlich kann festgehalten werden, dass eine höhere Reibung zu einer verbesserten Werkstoffausnutzung führt. Darüber hinaus bewirkt eine größere Reibkraft in der Matrize eine Reduktion der Trichterhöhe, da die Reibkraft an der Matrizenwandung die axiale Materialflussgeschwindigkeit hemmt.

5.2.3 Werkstückseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen

Im folgenden Abschnitt werden die Einflüsse der werkstückseitigen Stellgrößen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene grundlegend erläutert. Zu diesen gehören der Werkstoff und der Werkstoffzustand, die Blechdicke und der Rondendurchmesser. Als Bewertungsgrundlage werden auch hier die erreichbare Pinhöhe, die Werkstoffausnutzung, die Trichterausformung und die Bauteileigenschaften herangezogen.

Werkstoff und Werkstoffzustand

Zum Einfluss des Werkstoffs und Werkstoffzustandes auf die Ausformung des Pins beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene existieren, wie bereits im Stand der Forschung in Abschnitt 2.3 beschrieben, widersprüchliche Aussagen. So haben Hirota et al. [107] für AA1050 und Stellin et al. [106] für Cu-OF eine höhere Werkstoffausnutzung für walzharte gegenüber wärmebehandelte Zustände nachgewiesen. Dabei konnte die Werkstoffausnutzung um bis zu 18 % gesteigert werden [106]. Bei einem vergleichbaren Aspektverhältnis der Halbzeug- und Werkzeugabmessungen konnten Lim et al. [112] und Ghassemali et al. [110] hingegen für den weltweit am meisten genutzten Kupferwerkstoff Cu-ETP keine Zunahme der Pinhöhe durch Verwendung des walzharten Zustands feststellen. Darüber hinaus haben Ghassemali et al. [110] durch unterschiedliche Wärmebehandlungstemperaturen im Experiment nachgewiesen, dass die Korngröße keinen relevanten Einfluss auf die erzielbare Pinhöhe besitzt.

Ein Erklärungsansatz für die zunächst im Widerspruch stehenden Erkenntnisse sind aus dem Stand der Forschung nicht zu entnehmen. Dies wirft die Fragestellungen auf, warum die Wissenschaft in der Literatur zu unterschiedlichen Beobachtungen kommt und wie stark die Materialausnutzung durch einen geeigneten Werkstoff beziehungsweise Werkstoffzustand gesteigert werden kann. Vor diesem Hintergrund werden im folgenden Abschnitt die Einflüsse des Werkstoffs und des Gefügestandes auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene sowie die zugrundeliegenden Wirkzusammenhänge beschrieben. Hierfür werden die Ergebnisse aus dem in Kapitel 4 vorgestellten numerisch-experimentellen Ansatz genutzt.

Modellwerkstoffe

Für eine wissenschaftliche Analyse des Werkstoffeinflusses auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene ist es notwendig, die Werkstofffestigkeit, das Verfestigungsverhalten sowie den Gefügestand isoliert voneinander zu untersuchen. Durch die Nutzung von real verfügbaren Werkstoffen ist dies allerdings nicht möglich, da die Veränderung der Festigkeit sowie des Verfestigungsverhaltens, beispielsweise durch eine Wärmebehandlung oder durch Walzprozesse, stets an eine Gefügeänderung gekoppelt ist. Darüber hinaus führt die Verwendung unterschiedlicher Werkstoffe zu einer Veränderung des elastischen Werkstoffverhaltens, welches ebenfalls den Werkstofffluss während dem Pin-Fließpressen beeinflussen könnte. Zur Erarbeitung eines grundlegenden Verständnisses, inwieweit die Werkstofffestigkeit und der -zustand den Werkstofffluss während dem Pin-Fließ-

pressen aus der Blechebene verändern, wurden im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit zunächst Modellwerkstoffe numerisch untersucht. Zur isolierten Betrachtung der Einflussgrößen wurden für die Analyse der Auswirkungen unterschiedlicher Festigkeiten elastisch-idealplastische und zur Untersuchung des Einflusses von divergierendem Verfestigungsverhalten elastisch-real verfestigende Modellwerkstoffe genutzt. Das elastische Materialverhalten wurde für beide Werkstoffklassen durch den Elastizitätsmodul von Stahl mit 210 GPa beschrieben [71]. Die verwendeten Modellwerkstoffe sind in Bild 35a dargestellt.

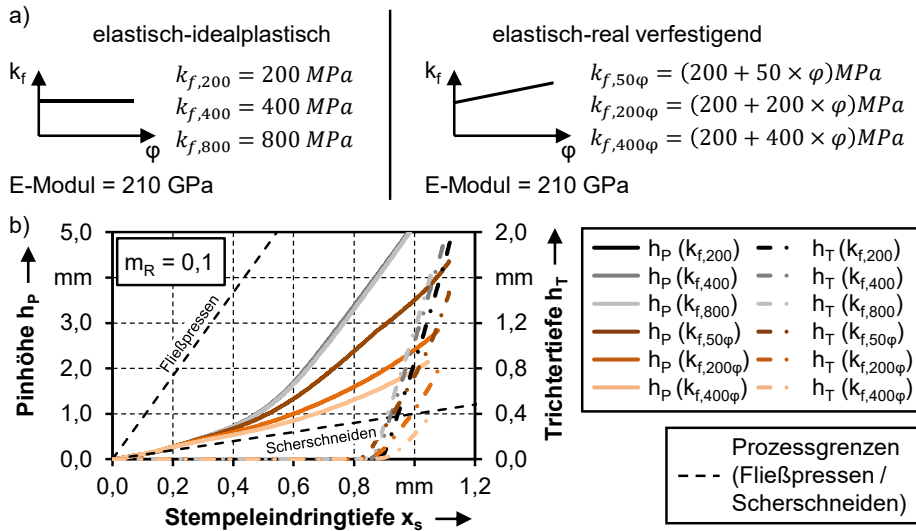


Bild 35: a) Modellwerkstoffe und b) deren Einfluss auf die Entwicklung der Pinhöhe und der Trichtertiefe in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe

Für den elastisch-idealplastischen Werkstoff bleibt die Fließspannung mit zunehmendem Umformgrad konstant und beträgt 200 MPa, 400 MPa oder 800 MPa. Für eine gute Vergleichbarkeit wurde beim elastisch-real verfestigenden Modellwerkstoff eine Anfangsfließspannung von $k_{f0} = 200 \text{ MPa}$ gewählt. Zur Abbildung unterschiedlicher Verfestigungsexponenten nimmt die Werkstofffestigkeit mit 50 MPa, 200 MPa bzw. 400 MPa pro Umformgrad zu.

In Bild 35b ist die Pinhöhenentwicklung in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe für die unterschiedlichen Modellwerkstoffe dargestellt. Dabei fällt zunächst deutlich auf, dass die Pinhöhen der elastisch-idealplastischen Werkstoffmodelle unabhängig von deren Festigkeit nicht voneinander abweichen. Daraus kann geschlossen werden, dass auch die Lage der Fließscheide beider Modellwerkstoffe zu jedem Zeitpunkt exakt ortsgleich

ist. Weiterhin ist ab einer bestimmten Stempel Eindringtiefe eine große Ähnlichkeit zur oberen Prozessgrenze des Fließpressens erkennbar. Durch eine Parallelverschiebung dieser Prozessgrenze konnte nachgewiesen werden, dass ab einer Eindringtiefe von 0,6 mm die Zunahme der Pinhöhe über die Stempel Eindringtiefe identisch zum konventionellen Fließpressen ist. Somit fließt ab dort der vom Stempel verdrängte Werkstoff vollständig in den Pin, wodurch die ideal anzustrebende Werkstoffausnutzung von 100 % für die verwendeten Werkzeug- und Halbzeugabmessungen erreicht wird.

Bei Analyse der Pinhöhenentwicklung der elastisch-real verfestigenden Modellwerkstoffe über den Prozess (Bild 35b) ist bereits auf dem ersten Blick eine klare Verringerung der Werkstoffausnutzung gegenüber den elastisch-idealplastischen Modellwerkstoffen, trotz identischer Anfangsfließspannung mit $k_{f,200}$, erkennbar. Zu Beginn der Trichterausformung bei einer Stempel Eindringtiefe von circa 0,85 mm beträgt die Pinhöhe gegenüber den elastisch-idealplastischen Modellwerkstoffen 71 % ($k_{f,50\phi}$), 47 % ($k_{f,200\phi}$) und 38 % ($k_{f,400\phi}$). Basierend auf diesen numerischen Ergebnissen kann die Aussage getätigt werden, dass stärker verfestigende Materialien oder Materialzustände zu einer geringeren Werkstoffausnutzung führen und der Prozess sich zunehmend der unteren Prozessgrenze „Scherschneiden“ annähert. Anhand der numerischen Studie an den Modellwerkstoffen (Bild 35) konnte somit gezeigt werden, dass die Werkstofffestigkeit keinen, das Verfestigungsverhalten jedoch einen sehr starken Einfluss auf die Werkstoffausnutzung während des Pin-Fließpressens aus der Blechebene besitzt. Eine wissenschaftliche Begründung für dieses Werkstoffflussverhalten kann auch hier mit dem in Bild 22 vorgestellten Umformzonen-Prozessmodell gegeben werden. Zur Veranschaulichung dieses Modells in Bezug auf die Materialeigenschaften sind in Bild 36 die Festigkeitsentwicklungen für die elastisch-idealplastischen ($k_{f,200}$) und elastisch-real verfestigenden Modellwerkstoffe ($k_{f,50\phi}$; $k_{f,200\phi}$; $k_{f,400\phi}$) in Abhängigkeit der Stempel Eindringtiefe gegenübergestellt. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass für den ideal-plastischen Werkstoff über den gesamten Prozess die Fließspannungen in der aktiven und passiven Umformzone identisch sind. Bei den elastisch-real verfestigenden Werkstoffen nimmt die Festigkeit, vor allem in der aktiven Umformzone, bedingt durch die Kaltverfestigung stark zu. Mit fortschreitender Stempel Eindringtiefe steigt somit die Festigkeitsgradierung zwischen der aktiven und passiven Umformzone stark an. Die passive Umformzone unterhalb des Niederhalters wirkt im Prozess als Armierung dem unerwünschten Werkstofffluss nach außen in die Blechebene entgegen. Ein festeres Material in der aktiven Umformzone gegenüber der passiven Umformzone schwächt diesen Armierungseffekt ab, da die höhere

Umformkraft der aktiven Umformzone einer unverändert maximalen Radialkraft, welche die passive Umformzone aufnehmen kann, gegenübersteht [P14]. Dies hat zur Folge, dass die Pinhöhe und damit auch die Materialausnutzung direkt vom Verfestigungsverhalten der Werkstoffe abhängig ist. Allgemein kann formuliert werden, dass je stärker ein Werkstoff verfestigt, desto geringer die Materialausnutzung ist. Bei kleinen Stempel-eindringtiefen fällt dieser Zusammenhang nicht signifikant ins Gewicht, da der Festigkeitsgradient zwischen der aktiven und passiven Umformzone noch gering ist.

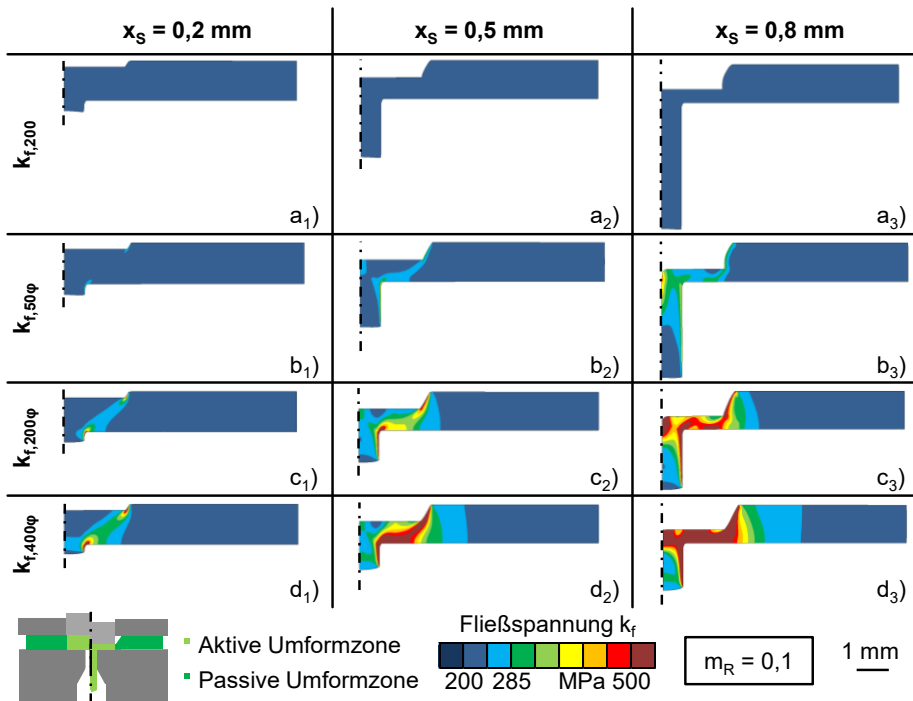


Bild 36: Vergleich der Fließspannung in der aktiven und passiven Umformzone zwischen den a) elastisch-idealplastisch und den b) elastisch-real verfestigenden Modellwerkstoffen bei unterschiedlichen Stempleindringtiefen (1-3)

Neben den geometrischen Größen kann der Effekt auch an den Kraft-Weg-Verläufen in Bild 37 verdeutlicht werden. In Folge der hohen Radialkraft (Bild 24b), welche zu Prozessbeginn aufgrund der Umformung zwischen der aktiven und der passiven Umformzone wirkt, fließt der verdrängte Werkstoff zunächst dominant radial nach außen in die Blechebene. Mit zunehmender Stempleindringtiefe fällt die Radialkraft aufgrund der proportional mit der Stempleindringtiefe abnehmenden Querschnittsfläche linear ab. Die während der Umformung gespeicherte elastische Energie in

der passiven Umformzone bewirkt eine Radialkraft, welche der Radialkraft aus der aktiven Umformzone entgegenwirkt.

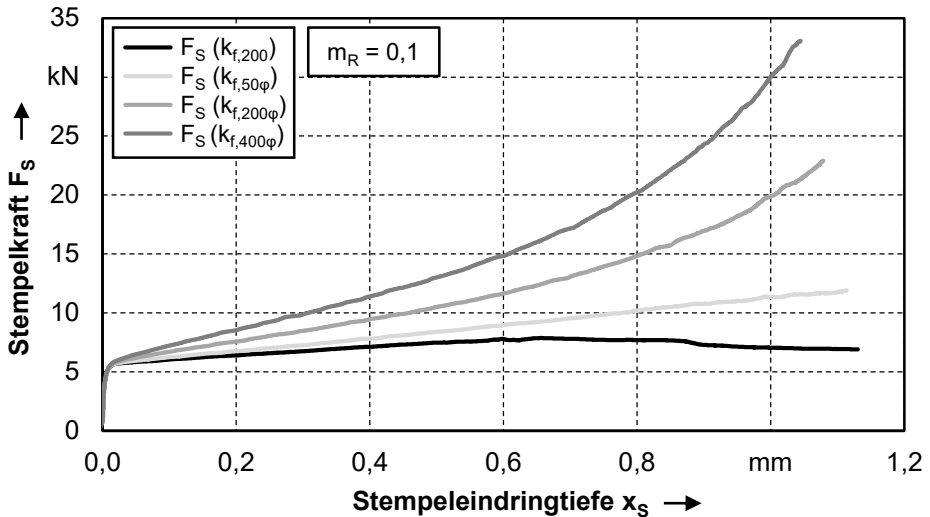


Bild 37: Vergleich der numerisch berechneten Kraft-Stempleindringtiefe-Verläufe des elastisch-idealplastischen und der elastisch-realverfestigenden Modellwerkstoffe

Für elastisch-idealplastische Modellwerkstoffe sind die beiden entgegengerichteten Radialkräfte bei einem relativen Stempelhub von 50 % betragsmäßig gleich. Ab einem relativen Stempelhub $x_s/s_o > 50\%$ ist die Radialkraft aus der passiven Umformzone, welche auf die aktive Umformzone wirkt, größer, weshalb diese die Umformung unterstützt und der verdrängte Werkstoff ab diesem Zeitpunkt vollständig in den Pin fließt. Dieser Punkt ist im Diagramm (Bild 37) zu erkennen, da es ab hier zu einer Verringerung der benötigten Umformkraft kommt. Die Kaltverfestigung führt beim Pin-Fließpressen von elastisch real-verfestigenden Werkstoffen unvermeidbar zu einer über den Prozessverlauf ansteigenden Stempelkraft. Aufgrund dieser Charakteristik ähnelt der Kraft-Weg-Verlauf für nicht verfestigende Werkstoffe dem konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen und für verfestigende Werkstoffe eher dem Zylinderstauchen [6].

Neben der Studie der Pinhöhenentwicklung beziehungsweise der Materialausnutzung ist auch die Trichterausformung relevant für die Prozesseinstellung. Aus dem Diagramm in Bild 35b wird deutlich, dass die Trichterausformung für die elastisch-idealplastischen Modellwerkstoffe annähernd zeitgleich bei einem relativen Stempelhub von 65 % einsetzt. Dieser Sachverhalt bestätigt die Fließquerschnittstheorie aus Bild 20 und die dazugehörige analytische Beschreibung der kritischen Stempleindringtiefe hinsichtlich des Beginns der Trichterausformung aus Gl. (14). Darüber hinaus

ist erkennbar, dass bei den elastisch-idealplastischen Werkstoffen eine höhere Festigkeit zu einem geringfügig früheren Auftreten der Trichterausformung führt. Durch Reibungseffekten kann ein möglicher Erklärungsansatz für die Veränderung des Zeitpunktes des Effekts für höherfeste Werkstoffe formuliert werden. Die Wandreibung zwischen Werkstück und Stempel beziehungsweise Werkstück und Matrize wird bei einer höheren Werkstofffestigkeit besser in das Bauteil übertragen, wodurch der relative Formänderungswiderstand mit der Werkstofffestigkeit leicht zunimmt. Dies reduziert geringfügig den wahren mittleren radialen Fließquerschnitt zwischen Stempel und Matrize. Infolgedessen kommt es bei höherfesten Werkstoffen zu einer geringfügig früheren Trichterausformung.

Bei Analyse der Trichterausformung der elastisch-real verfestigenden Modellwerkstoffe in Bild 35b kann beobachtet werden, dass der Zeitpunkt der Ausformung nicht nennenswert von den elastisch-idealplastischen Modellwerkstoffen abweicht. Dies ist eine weitere Bestätigung für die in Bild 20 aufgestellte Fließquerschnittstheorie, welche besagt, dass die Trichterausformung ausschließlich von den geometrischen Abmessungen des Fließquerschnitts vom lateral in Richtung der Kavität fließenden Material sowie dem Pinquerschnitt abhängig ist. Weiterhin wird aus dem Diagramm (Bild 35b) aber auch deutlich, dass der Anstieg der Trichtertiefe deutlich unterhalb der elastisch-idealplastischen Werkstoffe liegt. Dies liegt in der geringeren Formfüllung (Werkstoffausnutzung) dieser Werkstoffe begründet. Da bei den verfestigenden Werkstoffen mehr vom Stempel verdrängter Werkstoff lateral nach außen in die Blechebene fließt als bei den elastisch-idealplastischen Modellwerkstoffen ist die Fließgeschwindigkeit im Pin bei diesen Werkstoffen geringer. Als Folge des geringeren Materialflusses im Pin wird somit zum gleichen Prozessfortschritt eine geringere Trichtertiefe ausgeformt. Ab Beginn der Trichterausformung sind die Entwicklungen der Trichtertiefe und der Pinhöhe identisch.

Insgesamt kann somit festgehalten werden, dass die Trichterausformung nicht maßgeblich von der Festigkeit und dem Verfestigungsverhalten abhängig ist. Lediglich die Trichtertiefe wird durch das Verfestigungsverhalten beeinflusst, da durch einen höheren Werkstofffluss in Richtung Kavität mehr Pin beziehungsweise Trichter ausgeformt wird.

Realwerkstoffe

Anhand der Modellwerkstoffe konnte numerisch gezeigt werden, dass ein ideal elastisch-plastischer Werkstoff (keine Kaltverfestigung) eine wesentlich höhere Werkstoffausnutzung aufweist als ein Werkstoff mit hoher

Kaltverfestigung. Basierend auf den Erkenntnissen könnte eine weitere Erhöhung noch mit elastisch-entfestigenden Werkstoffen erzielt werden. Derartige Werkstoffe liegen jedoch real nicht vor, da Metalle bei Raumtemperatur im Allgemeinen mit zunehmender Formänderung verfestigen [61]. Im folgenden Abschnitt werden die an den Modellwerkstoffen abgeleiteten Erkenntnisse im numerisch-experimentellen Ansatz anhand von realen Werkstoffen verifiziert. Im Fokus steht auch hier wieder der einphasige und reine Kupferwerkstoff Cu-OFE. Durch hohe Stichabnahmen im Walzprozess ohne Zwischenglühen kann vor allem für Kupfer und Aluminium der Verfestigungsexponent erheblich reduziert werden, so dass sich das Werkstoffverhalten dem elastisch-idealplastischen Modellwerkstoff annähert. Für den Kupferwerkstoff wurden mit dem walzharten und wärmebehandelten Zustand zwei extrem unterschiedliche Gefügestrukturen gezielt eingestellt. Die hohe Vorverfestigung von 83 % des walzharten Cu-OFE bietet einen guten Ausgangszustand für ein Rekristallisationsglühen, in welchem aus dem verformten Gefüge neue, spannungsfreie Kristallkeime entstehen und wachsen [141]. Die Wärmebehandlung bei 650 °C für eine Stunde unter Schutzgasatmosphäre bewirkt ein deutliches Herabsinken der Werkstofffestigkeit, wie anhand der Fließkurven in Bild 6 (Abschnitt 4.1) zu sehen ist. Durch die Wärmebehandlung wird der geringe Verfestigungsexponent von Cu-OFE-WH von 0,028 auf 0,561 um circa 2000 % erhöht (Tabelle 8). Durch den geringen Verfestigungsexponenten des Cu-OFE-WH und dem hohen Verfestigungsexponenten des Cu-OFE-WB konnten mit einem realen Werkstoff bei identischer chemischer Zusammensetzung mechanische Eigenschaften eingestellt werden, welche mit dem elastisch-idealplastischen (walzhart) beziehungsweise dem elastisch-real verfestigenden (wärmebehandelt) Werkstoffverhalten vergleichbar sind. Dadurch ist der Kupferwerkstoff bestens geeignet, um die an den Modellwerkstoffen numerisch ermittelten Zusammenhänge aus Bild 35b mit einem realen, und für die Mikroumformtechnik anwendungsrelevanten, Werkstoff zu verifizieren. Zur weiteren Absicherung der Erkenntnisse wurde darüber hinaus der Werkstofffluss während des Pin-Fließpressens anhand der Aluminiumlegierung AA6016 im lösungsgeglühten (W) und kaltausgelagerten (T4) Zustand, dem weichen Tiefziehstahl DCo4 und dem TWIP-Stahl T1000 analysiert. Bei Twinning Induced Plasticity (TWIP) Stählen handelt es sich um austenitische Stähle, bei welchen, bedingt durch eine relativ geringe Stapelfehlerenergie, plastische Verformungen eine intensive Zwillingsbildung hervorrufen [142]. Die damit verbundene Kornfeinung wird auch als dynamischer Hall-Petch-Effekt oder auch TWIP-Effekt bezeichnet [143]. Dadurch sind für die Kaltumformung hohe Festigkeiten von über 1500 MPa bei gleichzeitig großen Bruchdehnungen

von über 50 % erreichbar [144]. Der TWIP-Stahl T1000 wurde im Rahmen der Untersuchungen genutzt, um den Einfluss eines Werkstoffs mit hoher Kaltverfestigung und Bruchdehnung auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene zu analysieren. Das Cu-OFE-WB weist hinsichtlich des Verfestigungsverhaltens und der Bruchdehnung ähnliche Eigenschaften bei allerdings deutlich geringeren Festigkeiten auf. Durch den Vergleich der beiden Werkstoffe kann experimentell die Auswirkung der Festigkeit auf die Pin-Ausformung bei vergleichbaren Verfestigungsexponenten untersucht werden. Die in Zugversuchen ermittelten Verfestigungsexponenten der verwendeten Werkstoffe sind in Tabelle 8 zusammengefasst. Aufgrund der geringen Gleichmaßdehnung von Cu-OFE-WH mit 0,5 % ist es nicht möglich den Verfestigungsexponent gemäß DIN EN ISO 10275 [145] aus den Zugversuchen zu bestimmen. Deshalb wurden für diesen Werkstoff Schichtstauchversuche in Anlehnung an Merklein und Kuppert [146] zur Bestimmung des n-Wertes durchgeführt.

Tabelle 8: Verfestigungsexponenten aus dem Zug- und Schichtstauchversuch

Werkstoff:	Cu-OFE (WB)	Cu-OFE (WH)	DCo4	AA6016-W	AA6016-T4	T1000
Verfestigungsexponent n	0,561	0,028*	0,214	0,324	0,248	0,452

* Bestimmung des n-Wertes im Schichtstauchversuch

Zunächst wurde der Werkstofffluss während des Pin-Fließpressens bei Verwendung der Realwerkstoffe numerisch untersucht. Im Diagramm in Bild 38 ist die Pinhöhenentwicklung und die Trichtertiefe aus der numerischen Analyse dargestellt. Für alle Werkstoffe wurde in den Simulationen ein fester Stempelweg von 1,2 mm eingestellt. Aufgrund der hohen Kaltverfestigung und dem damit verbundenen hohen Kraftbedarf beim Pin-Fließpressen von T1000 führt die große elastische Werkzeugauffederung zu einer erheblich verkürzten Stempelerindringtiefe von $x_s = 0,87$ mm. Die berechnete Umformkraft an dieser Stelle beträgt bereits 83 kN. Da hier die äquivalente Flächenpressung von 6605 MPa bereits die Festigkeit des eingesetzten Hartmetallstempels übersteigt und nahe an der Grenze verfügbarer Werkzeugmaterialien liegt, wurde der Verlauf für höhere Stempelerindringtiefen nicht erneut berechnet.

Bei Analyse der Pinhöhenentwicklung in Bild 38 können die Erkenntnisse aus der Analyse der elastisch-idealplastischen und elastisch-real verfestigenden Modellwerkstoffe bestätigt werden. Je höher der Verfestigungsexponent ist, desto geringer ist die Materialausnutzung. Für Cu-OFE-WH

wird annähernd die ideale Pinhöhenentwicklung des elastisch-idealplastischen Werkstoffs erreicht. Gegenüber den ermittelten Verfestigungsexponenten in Tabelle 8 tritt lediglich für DCo4 eine vermeintliche Unstimmigkeit bei der Theorie auf, da die prognostizierten Pinhöhen trotz geringerem Verfestigungsexponent von $n = 0,214$, gegenüber den AA6016 Werkstoffen mit $n = 0,248$ (T4) und $n = 0,324$ (w-temper), darunter liegen. Dabei ist jedoch zu beachten, dass der Verfestigungsexponent das Verfestigungsverhalten eines metallischen Werkstoffs nur annähernd beschreibt. Je nachdem welcher Auswertebereich gewählt wird, kann dieser Werkstoff in Abhängigkeit des Werkstoffs und des Werkstoffzustands variieren. Bei genauerer Analyse des Verfestigungsverhaltens der Werkstoffe fällt bei den Fließkurven in Bild 7 auf, dass der genutzte DCo4 Werkstoff zunächst geringfügig weniger verfestigt als die Aluminiumlegierung AA6016. Bei höherer plastischer Dehnung (außerhalb des n-Wert Auswertebereichs) ist die Verfestigung des Tiefziehstahls jedoch deutlich größer als bei der Aluminiumlegierung. Somit ist vor diesem Hintergrund die Aussage, dass Werkstoffe mit geringerer Verfestigungsneigung zu einer höheren Materialausnutzung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene beitragen, auch für die Ergebnisse aus Bild 38 korrekt.

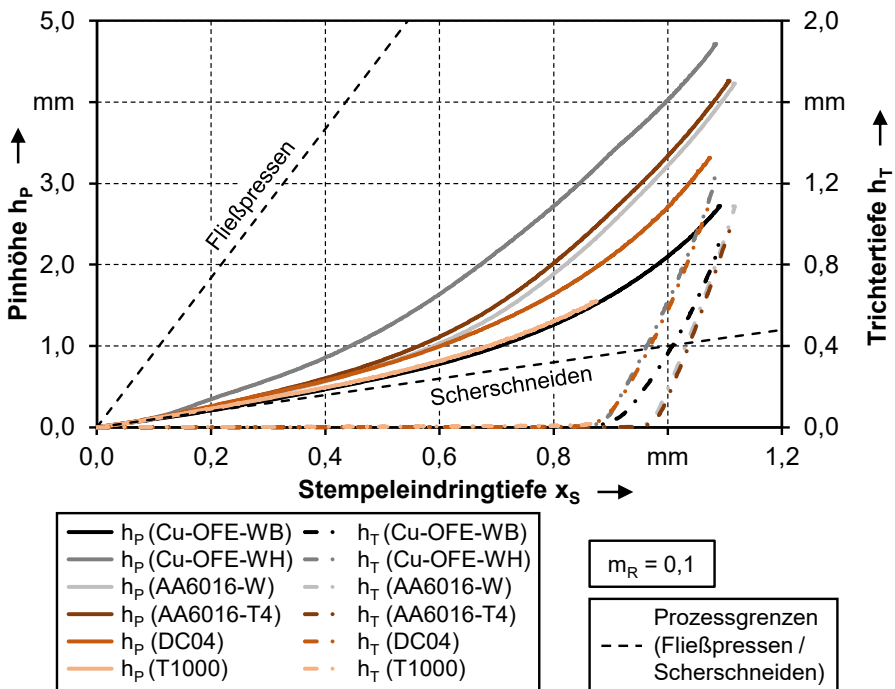


Bild 38: Numerisch berechneter Verlauf der Pinhöhe und der Trichtertiefe in Abhängigkeit der Stempleindringtiefe für real existierende Materialien und Materialzustände

Weiterhin zeigen die numerischen Ergebnisse der Realwerkstoffe, dass die Pinhöhe und damit die Werkstoffausnutzung für Cu-OFE-WB und T1000 trotz der stark unterschiedlichen Festigkeit über den gesamten Prozess nahezu identisch sind. Dies ist somit ein weiteres Indiz dafür, dass nur das Verfestigungsverhalten, nicht aber die Festigkeit einen messbaren Einfluss auf die Pinhöhe hat.

Hinsichtlich der Trichterausformung wird im Diagramm in Bild 38 deutlich, dass diese für alle Werkstoffe bei einem vergleichbaren relativen Stempelhub von circa 66 % eintritt. Dies kann, wie oben bei den Modellwerkstoffen beschrieben, über die Fließquerschnittstheorie aus Bild 20 plausibilisiert werden. Wie bereits an den Modellwerkstoffen festgestellt, ist die Zunahme der Trichtertiefe auch für den wärmebehandelten Zustand etwas geringer als für den walzharten Zustand, da weniger Werkstoff in die Kavität fließt. Gegenüber den Stahl- und Kupferwerkstoffen ist bei den Aluminiumlegierungen auffällig, dass dort die Trichterausformung mit einem relativen Stempelhub von circa 71 % etwas später einsetzt. Dies ist auf die im Vergleich zu den anderen Werkstoffen deutlich geringere Festigkeit (siehe Bild 7) zurückzuführen. Durch die geringere Werkstofffestigkeit werden die Reibschubspannungen zwischen Werkstück und Werkzeugen nicht so stark in den radialen Fließspalt zwischen Matrize und Stempel übertragen. Infolgedessen ist der Formänderungswiderstand für weniger feste Werkstoffe im Verhältnis etwas geringer. Dadurch bedingt ist der mittlere radiale Fließquerschnitt für weiche Werkstoffe größer, weshalb die kritische Stempelleindringtiefe hinsichtlich der Ausformung von Trichtern erst später erreicht wird.

Zur Verifikation der numerisch erarbeiteten Erkenntnisse wurde das Pin-Fließpressen aus der Blechebene mit den Realwerkstoffen auch experimentell im Laborversuch durchgeführt. Die erreichten Pinhöhen bei einem relativen Stempelhub von 60 % sind im Balkendiagramm in Bild 39a dargestellt. Die experimentell ermittelten Pinhöhen für unterschiedliche Werkstoffe bei identischer Stempelleindringtiefe bestätigen größtenteils die Ergebnisse aus den numerischen Analysen mit den Modell- und Realwerkstoffen. Im Gegensatz zu den Simulationsergebnissen aus Bild 38 wird im Experiment für den Werkstoff DCo4 eine größere Pinhöhe erzielt. Insgesamt kann festgehalten werden, dass mit abnehmendem Verfestigungsexponenten die Pinhöhe und damit auch die Werkstoffausnutzung erheblich gesteigert werden kann. Bei der Umformung des TWIP-Stahls T1000 ist die Werkzeugbeanspruchung des Stempels bei einer Stempelleindringtiefe von $x_s = 0,800$ mm zu hoch. Aus diesem Grund wurde zur Einflussanalyse der Festigkeit eine reduzierte Stempelleindringtiefe von $x_s = 0,241$ mm gewählt.

Als Vergleichsgröße wurde die erreichte Pinhöhe für Cu-OFE-WH bei gleicher Stempel Eindringtiefe genutzt. Aus dem Balkendiagramm (Bild 39b) ist klar ersichtlich, dass mit dem deutlich festeren TWIP-Stahl eine um 34 % reduzierte Pinhöhe gegenüber dem walzharten Kupferwerkstoff erzielt wird. Mit diesem Ergebnis konnte somit auch experimentell gezeigt werden, dass nicht die Festigkeit, sondern der Verfestigungsexponent einen maßgeblichen Einfluss auf den Werkstofffluss hat. Die Standardabweichung der Pinhöhen liegen für alle Werkstoffe in einem Bereich zwischen 0,6 – 2,4%, weshalb der Prozess als wiederholgenau bewertet werden kann.

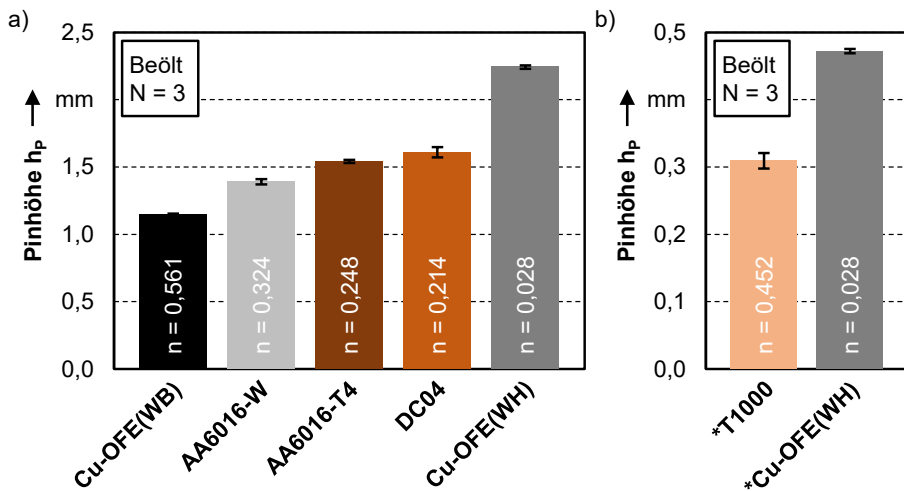


Bild 39: Experimentell ermittelte Pinhöhen für die analysierten Realwerkstoffe bei einer Stempel Eindringtiefe $x_S = 0,800 \text{ mm} \pm 0,003 \text{ mm}$ (a) und $x_S = 0,241 \text{ mm} \pm 0,016 \text{ mm}$ (b); * Reduzierte Eindringtiefe zum Vergleich mit dem Werkstoff T1000 bei geringerer Werkzeugbeanspruchung

Abschließend kann in Anbetracht der numerischen Erkenntnisse mit den Modell- und Realwerkstoffen (Bild 35; Bild 38) in Kombination mit der experimentellen Verifikation (Bild 39) festgehalten werden, dass die im Stand der Technik beobachteten höheren Pins für walzharte Werkstoffe (Hirota et al. [107]; Stellin et al. [106]) auf das Verfestigungsverhalten und nicht auf die Werkstofffestigkeit zurückzuführen sind. Die zunächst zu dieser Aussage widersprüchlich erscheinenden Ergebnisse aus den Studien von Lim et al. [112] und Ghassemali et al. [110] können ebenfalls durch die oben erläuterte Theorie (Bild 36) plausibilisiert werden. Bei genauer Studie der beiden wissenschaftlichen Arbeiten fällt auf, dass sich das Verfestigungsverhalten der unterschiedlich wärmebehandelten Werkstoffe nicht unterscheidet und auch das Verfestigungsverhalten vom walzharten Werk-

stoff eine große Ähnlichkeit zu den wärmebehandelten Zuständen aufweist [110]. Aufgrund der vergleichbaren Kaltverfestigung der Werkstoffzustände tritt der im Rahmen dieser Arbeiten beschriebene Effekt nicht beziehungsweise nur geringfügig auf. Die im Vergleich zu dieser Arbeit geringfügigen Unterschiede im Verfestigungsverhalten zwischen dem wärmebehandelten und walzharten Zustand können durch die Walzhistorie der Blechwerkstoffe im Walzwerk begründet werden. Hier führen verschiedene Stichabnahmen und Wärmebehandlungen zwischen den Walzsritten zu stark variierenden mechanischen Eigenschaften des walzharten Lieferzustands. Je höher die Vorverfestigung des reinen Kupferwerkstoffs ist, desto geringer ist der Verfestigungsexponent. In den Arbeiten von Stellin et al. [106] und Hirota et al. [107] waren die walzharten Werkstoffe vermutlich stärker vorverfestigt, weshalb in diesen Studien der Effekt eindeutig detektiert werden konnte.

Blechdicke

Einen weiteren werkstückseitigen Einflussparameter auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene stellt die Blechdicke da. Vor dem Hintergrund immer knapper werdender Ressourcen ist diese möglichst klein zu wählen, da somit erheblich Material eingespart werden kann. Um die Größe des Einflussparameters zu bewerten, fand auch hier der kombinierte numerische-experimentelle Forschungsansatz Anwendung. Auch für diese Studie wurde der Referenzwerkstoff Cu-OFE-WB genutzt, da dieser Blechdickenunabhängig ein identisches Verfestigungsverhalten sowie eine gleichbleibende Festigkeit aufweist. Zur Analyse des Blechdickeneinflusses kam das dünne Blech ($s_0 = 0,47$ mm) von den Untersuchungen im Mikrobereich sowie das dicke Blech ($s_0 = 1,32$ mm) aus dem Makrobereich zum Einsatz. Die numerischen Ergebnisse der Pinhöhenentwicklung und der prognostizierte Beginn der Trichterausformung über die Stempelindringtiefe (Bild 40a) zeigen deutlich, dass die Blechdicke einen sehr großen Einfluss auf den Prozess besitzt. Für das dünnere Blech ist der Anstieg der Pinhöhe bereits zu Prozessbeginn progressiv und somit nicht identisch zur unteren Prozessgrenze (Scherschneiden). Allerdings tritt auch die Trichterausformung deutlich früher als für das dickere Blech ein. Bei $s_0 = 0,47$ mm beginnt die Trichterausformung bei $x_S = 0,12$ mm, während diese für $s_0 = 1,32$ mm erst bei $x_S = 0,84$ mm einsetzt.

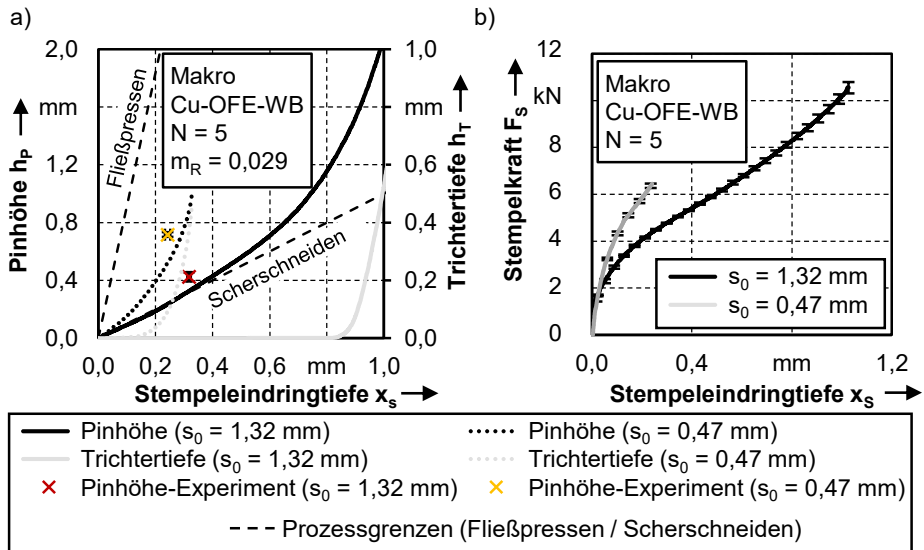


Bild 40: Numerisch berechnetes Pinhöhen-Trichtertiefen-Diagramm (a) sowie experimentell gemessene Kraft-Weg-Verläufe für die unterschiedlichen Blechdicken

Eine Erklärung für die höhere Formfüllung bei der Umformung dünnerer Bleche liefert ebenfalls das Umformzonen-Prozessmodell. In Anlehnung an die Stauchkraftformel nach Siebel [147] kann der Formänderungswiderstand der passiven Umformzone mit Gl. (16) analytisch beschrieben werden. Im Falle von Cu-OFE-WB ist die Fließspannung in der passiven Umformzone näherungsweise bei beiden Blechdicken vergleichbar. Durch die Abnahme der Blechdicke steigt jedoch der Reibkraftanteil, weshalb für dünnere Bleche ein höherer Formänderungswiderstand der passiven Umformzone resultiert. Dies führt dazu, dass der Werkstofffluss in die Kavität begünstigt wird. Die Abnahme der Blechdicke führt beim Pin-Fließpressen zu einem höheren Kraftbedarf (Bild 40b). Dies ist zum einen durch den höheren Reibkraftanteil, aber vor allem auch durch die deutlich höheren Umformgrade zu begründen, da ein dünneres Blech bei identischer Stempel Eindringtiefe deutlich mehr gestaucht wird als ein dickeres Blech.

$$k_{(w)} = k_f \times \left(1 + \frac{1}{3} \mu \times \frac{d_R - d_{S1}}{s_0}\right) \quad (16)$$

Das deutlich frühere Einsetzen der Trichterausformung mit Abnahme der Blechdicke liegt im geringeren Fließquerschnitt zwischen Stempel und Matrize begründet. Durch das abnehmende Verhältnis zwischen lateralen Fließquerschnitt in Richtung Kavität und dem Pinquerschnitt wird die kritische Stempel Eindringtiefe (siehe Gl. 14) verringert. Zudem bewirkt die

höhere Stempelkraft beim dünneren Blech eine größere Reibspannung an den Kontaktflächen zwischen Stempel und Matrize, wodurch der reale Fließquerschnitt zusätzlich reduziert und die Trichterausformung noch stärker begünstigt wird.

Die Schliffbilder in Bild 41 bestätigen die numerischen Ergebnisse. Für das dicke Blech ($s_0 = 1,32 \text{ mm}$) tritt bei einer auf die Blechdicke bezogenen Stempelleindringtiefe von ca. 25 % kein Trichter auf, während dieser bei einer vergleichbaren absoluten Stempelleindringtiefe für das dünnere Blech ($s_0 = 0,47 \text{ mm}$) schon deutlich ausgeprägt ist. Zudem sind die verzerrten Bereiche des Schliffbildes auch in der Simulation stärker kaltverfestigt. Die deutlich höheren Umformgrade beim dünneren Blech konnten somit experimentell und numerisch nachgewiesen werden.

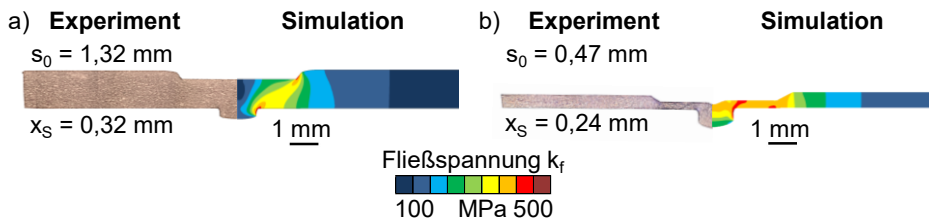


Bild 41: Schliffbilder und umforminduzierte Festigkeitsverteilung für die Blechdicken $s_0 = 1,32 \text{ mm}$ (a) und $s_0 = 0,47 \text{ mm}$ (b)

Auf Basis des Umformzonen-Prozessmodells (Bild 22) können die folgenden Aussagen verallgemeinert werden:

- Geringere Blechdicken führen zu einer erhöhten Werkstoffausnutzung und zu größeren Pins bei identischer Stempelleindringtiefe.
- Bei identischer Restblechdicke werden durch den Einsatz dickerer Bleche stets höhere Pins erreicht.
- Mit Abnahme der Blechdicke setzt die Trichterausformung bei einer geringeren kritischen Stempelleindringtiefe ein.

Für die im Rahmen dieser Untersuchungen gewählte Standardkonfiguration entspricht die Blechdicke gleich dem Pindurchmesser. Im Hinblick auf die Werkstoffausnutzung sind in der mehrstufigen Mikromassivumformung aus der Blechebene größere Blechdicken, wegen des zu großen radial nach außen gerichteten Werkstofffluss, nicht sinnvoll. Aus den Untersuchungen ergibt sich ein sinnvoller Bereich für die Blechdicke von $s_0 \leq d_M$. Die Blechdicke sollte zur Schonung von Ressourcen stets so gering wie möglich gewählt werden. Hinsichtlich der Trichterausformung sollte die minimal mögliche Blechdicke immer numerisch bestimmt werden. Die Auslegung erfolgt anhand der benötigten geometrischen Merkmale des

Pins sowie der maximal zulässigen beziehungsweise der gewünschten Trichtertiefe.

Rondendurchmesser

Der Rondendurchmesser ist eine werkstückseitige Einflussgröße, welche bereits in der ersten Publikation zum Pin-Fließpressen aus der Blechebene von Hirota [11] im Jahr 2007 identifiziert wurde. Dabei wurde festgestellt, dass bei der Nutzung eines Niederhalters höhere Pins für größere Rondendurchmesser erzielt werden. Da für diesen Effekt aber noch eine grundlagenwissenschaftliche Erklärung fehlt, wurde diese Stellgröße ebenfalls im Rahmen dieser Prozessanalyse untersucht. Hierfür wurden experimentell Ronden mit einem Durchmesser von 5 mm, 15 mm und 20 mm genutzt, um deren Einfluss auf die Pinhöhe und Werkstoffausnutzung zu untersuchen. Die Werkstoffausnutzung beschreibt für diese Untersuchungen das Verhältnis zwischen dem Werkstoffvolumen des Pins zum Gesamtwerkstoffvolumen der eingesetzten Ronde. Zur Untersuchung eines möglichst großen Aspektverhältnisses zwischen Ronden- und Pindurchmesser wurde hier der kleinere Matrizendurchmesser mit $d_M = 0,47$ mm genutzt. Für den größeren Matrizendurchmesser ist das Laborwerkzeug in Verbindung mit der Universalprüfmaschine hinsichtlich der erforderlichen Niederhalterkräfte und der Dimensionierung des Niederhaltereinsatzes zu klein. Die Ergebnisse zum Einfluss des Rondendurchmessers auf die Pinhöhe, die Werkstoffausnutzung und die Prozessstabilität sind in Bild 42 dargestellt. Bei Auswertung des Diagramms in Bild 42a bestätigen sich die Ergebnisse aus dem Stand der Technik. Im untersuchten Aspektverhältnis kann festgehalten werden, dass eine Vergrößerung des Rondendurchmessers stets zu einer Erhöhung der Pinhöhe führt. Mit Gewissheit kann davon ausgegangen werden, dass für die maximale Pinhöhe, bei ansonsten gleichbleibenden Prozessparametern, ein kritischer Rondendurchmesser existiert, ab welchem es zu keiner weiteren Zunahme der Pinhöhe kommt. Dieser Grenzwert kann aber nur unter Berücksichtigung aller Parameter numerisch bestimmt und nicht allgemeingültig definiert werden. Vor dem Hintergrund, dass dieser Prozess vor allem zur Massenfertigung metallischer Kleinst- und Mikrobauteile vom Band Anwendung finden soll ist eine weitere Erhöhung des Rondendurchmessers aufgrund des hohen Materialeinsatzes als nicht zielführend zu bewerten, da der Rondendurchmesser quadratisch in das Halbzeugvolumen eingeht und somit ein zunehmender Rondendurchmesser die Werkstoffausnutzung drastisch reduziert. Bereits bei der Erhöhung des Rondendurchmessers von 5 mm auf 20 mm wird die Gesamtwerkstoffausnutzung von 1,61 % auf 0,18 % um fast das 9-fache reduziert.

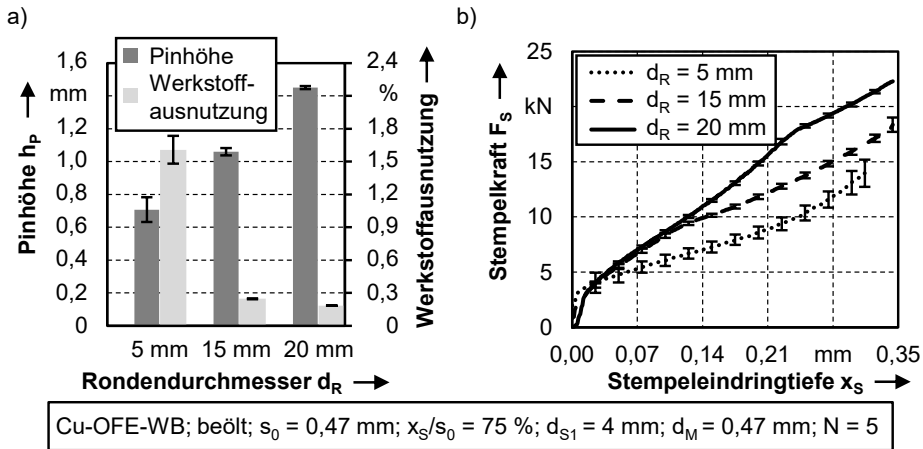


Bild 42: Experimentell ermittelte Pinhöhen (a) und Kraft-Weg-Verläufe (b) in Abhängigkeit des Rondendurchmessers

Die Ursache für die höheren Pins bei Verwendung größerer Rondendurchmesser kann ebenfalls anschaulich mit dem Umformzonen-Prozessmodell aus Bild 22 erklärt werden. Der Formänderungswiderstand in die Kavität ist unabhängig vom Rondendurchmesser (aktive Umformzone). In der passiven Umformzone verändert sich allerdings der Formänderungswiderstand in Abhängigkeit des Rondendurchmessers. Dies ist durch deren Armierungseffekt zu begründen. Bedingt durch größere Rondendurchmesser nehmen die tangentialen Zugspannungen am Rand der Ronde ab, weshalb ein höherer Innendruck am Übergang zwischen der aktiven und der passiven Umformzone notwendig ist, um die Ronde plastisch aufzuweiten. Der höhere Druck in der aktiven Umformzone bewirkt einen verbesserten Werkstofffluss in die Kavität. Der Faktor der Veränderung der tangentialen Zugspannung am Rand der Ronde in Abhängigkeit des Stempel- und Rondendurchmesser kann im reibungsfreien Fall durch Gl. (17) beschrieben werden. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass der Reibkraftanteil mit zunehmendem Rondendurchmesser zunimmt (Gl. 16), weshalb der reale Faktor im Experiment noch größer ist als durch Gl. (17) beschrieben.

$$Faktor_{(\sigma_t)} = \frac{d_{S1}^2}{d_R^2 - d_{S1}^2} \quad (17)$$

Dieser Sachverhalt wird auch bei Analyse der Kraft-Weg-Verläufe in Bild 42b deutlich. Mit zunehmendem Rondendurchmesser steigt aufgrund des zunehmenden Formänderungswiderstandes der passiven Umformzone

auch der Kraftbedarf. Der Rondendurchmesser von 5 mm liegt deutlich unterhalb der anderen beiden Kurven. Auffällig ist, dass für $d_R = 15$ mm und $d_R = 20$ mm die Kraft-Weg-Verläufe bis zu einer Stempeleindringtiefe von 0,1 mm zunächst identisch sind. Dieses Phänomen kann durch die hohe Armierungswirkung der beiden Ronden erklärt werden. Bis zu einer Stempeleindringtiefe von 0,1 mm ist die Armierung der passiven Umformzone ausreichend, weshalb die passive Umformzone überwiegend elastisch deformiert wird. Das bedeutet, dass bis zu diesem Punkt nahezu das komplette verdrängte Material in den Pin fließt. Somit könnte die Analyse der Kraft-Weg-Verläufe genutzt werden, um den idealen Rondendurchmesser zur Maximierung der Pinhöhe in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe bedarfsgerecht zu identifizieren. Mit zunehmender Stempeleindringtiefe steigt der auf die passive Umformzone wirkende Druck an, weshalb nach Erreichen der kritischen tangentialen Zugspannung am Rand der Ronde die 15 mm Ronde auch plastisch umgeformt wird.

Weiterhin ist festzustellen, dass die Prozessstreuung mit zunehmendem Rondendurchmesser deutlich abnimmt, wodurch die Prozessstabilität bei Verwendung eines größeren Rondendurchmessers gesteigert werden kann (Bild 42). Dieser Effekt kann darauf zurückgeführt werden, dass beim manuellen Einlegen und beim Schließen des Niederhalters die Ronde leicht verschoben werden kann. Bei einem Rondendurchmesser von 5 mm beträgt die Wandstärke der passiven Umformzone nur 1 mm. Bei einer dünnwandigen passiven Umformzone hat eine leicht außermittige Positionierung der Ronde eine große Auswirkung auf die Homogenität des Werkstoffflusses und somit auch auf das Prozessergebnis. Mit zunehmendem Querschnitt nimmt dieser Effekt ab, weshalb die Prozessstreuung abnimmt.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass der Rondendurchmesser aufgrund von ökonomischen und ökologischen Gesichtspunkten so gering wie möglich gewählt werden sollte. Aufgrund der Vielzahl an Einflussparametern (Bild 17) kann kein pauschaler Wert oder eine analytische Formel gefunden werden, weshalb stets eine numerische Bestimmung anhand von konkreten Randbedingungen und der benötigten Pinhöhe bei Prozessauslegung zu empfehlen ist.

5.2.4 Werkzeugseitige Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen

Im folgenden Abschnitt werden die Einflüsse der werkzeugseitigen Parameter auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene erläutert. Zu diesen gehören der Stempeldurchmesser, der Matrizenradius, der Matrizen-einlauffradius sowie eine niederhalterseitige Ringzacke. Mit der Ringzacke soll das Potenzial der gezielten Werkstoffflusssteuerung mittels werkzeugseitiger Maßnahmen untersucht werden. Die einzelnen Einflussgrößen werden auch hier anhand der erreichbaren Pinhöhen, der Trichterausformung, der Werkstoffausnutzung und den resultierenden Bauteileigenschaften bewertet.

Stempeldurchmesser

Der Einfluss des Stempeldurchmessers auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene wurde aufgrund des hohen werkzeugtechnischen Aufwandes ausschließlich numerisch mit dem FE-Modell aus Bild 15 analysiert. Der Stempeldurchmesser wurde im Rahmen der Untersuchung im Intervall $1,5 \text{ mm} \leq d_{s1} \leq 7,0 \text{ mm}$ mit einer Schrittweite von $\Delta d_{s1} = 0,25 \text{ mm}$ variiert. Der Einfluss der unterschiedlichen Stempeldurchmesser auf die Pinhöhe, die Trichtertiefe, die Rondenaufweitung sowie die benötigte Umformkraft sind in den Diagrammen in Bild 43 in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe dargestellt. Bei Prüfung des Diagramms (Bild 43a) fällt auf, dass die erreichbaren Pinhöhen mit zunehmendem Stempeldurchmesser für $d_{s1} \leq 3 \text{ mm}$ stark, aber nicht im gleichen Verhältnis zum verdrängten Werkstoffvolumen, zunehmen. Dies ist dadurch zu begründen, dass für den Scherschneidfall ($d_{s1} = d_M$) der Werkstoff ausschließlich axial in die Kavität verdrängt wird und somit die Pinhöhe gleich der Stempeleindringtiefe entspricht. Mit zunehmendem Stempeldurchmesser fließt der Werkstoff zusätzlich lateral in der Blechebene sowohl in Richtung Kavität als auch radial nach außen. Für Stempeldurchmesser im Intervall $3 \text{ mm} \leq d_{s1} \leq 7 \text{ mm}$ gilt dieser festgestellte Zusammenhang allerdings nicht mehr. Hier ist die Pinhöhe für alle Stempeldurchmesser nahezu identisch. Dieses Prozessverhalten kann ebenfalls mit dem Umformzonen-Prozessmodell (Bild 22) plausibilisiert werden. In diesem Bereich existieren zwei gegensätzliche Effekte. Zwar bewirkt ein größerer Stempeldurchmesser einen höheren radialen Werkstofffluss, aber gleichzeitig nimmt die Armierungswirkung der passiven Umformzone gemäß Gl. (17) ab, weshalb der Werkstofffluss dominanter nach außen gerichtet ist und die Ronde zunehmend aufgeweitet wird. Die Vergrößerung der aktiven Umformzone führt aber dennoch zu einer

vergleichbaren Formfüllung, weshalb diese im Diagramm (Bild 43a) nahezu identisch erscheint.

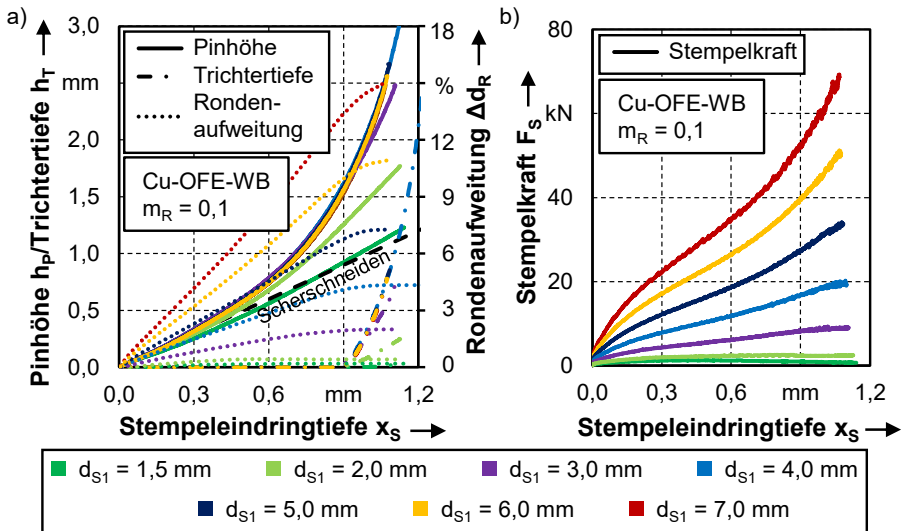


Bild 43: Numerisch berechneter Einfluss des Stempeldurchmessers auf die erreichbare Pinhöhe, die Trichtertiefe, die Rondenaufweitung (a) sowie die erforderliche Umformkraft (b) für Cu-OFE-WB in Abhängigkeit der Stempeleindringtiefe; $s_0 = 1,32$ mm

Im Rahmen der numerischen Studie wurde die maximale Pinhöhe über die komplette Stempeleindringtiefe für $d_{S1} = 4$ mm erzielt. Größere Stempel führen lediglich zu einer höheren Rondenaufweitung, größeren Prozesskräften und können dabei die Pinhöhe nicht weiter steigern. Für $d_{S1} = 3$ mm wird bereits annähernd eine ähnliche Pinhöhe bei identischer Stempeleindringtiefe erreicht. Aus ökologischer, ökonomischer und technischer Sicht ist es anzuraten, für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene stets einen optimalen Stempeldurchmesser numerisch auszulegen, welcher eine maximale Pinhöhe bei gleichzeitig möglichst geringer Rondenaufweitung und Prozesskraft ermöglicht. Der ideale Stempeldurchmesser im Hinblick auf die Diagramme (Bild 43) liegen somit zwischen dem 0,20-0,27 fachen des Rondendurchmessers und dem 2,3-3,0 fachen des Pindurchmessers für den Fall $d_M = s_0$. Im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit wurde der Stempeldurchmesser auf $d_{S1} = 4$ mm festgelegt. Durch eine Verringerung des Stempeldurchmessers auf 3 mm könnte der Kraftbedarf halbiert und damit auch der Energiebedarf bei annähernd gleicher Pinhöhe erheblich reduziert werden (Bild 43b).

Die Trichterausformung setzt bei einem relativen Stempelhub von $x_s/s_0 \geq 70\%$ ein und ist nahezu unabhängig vom Stempeldurchmesser. Somit bestätigen sich auch hier die Ergebnisse der Fließquerschnittstheorie aus Gl. (14). Lediglich im Bereich des reinen Scherschneides (nahezu ausschließlich axialer Werkstofffluss) tritt keine Ausformung des Trichters auf.

Ringzacke

Um die Akzeptanz des Pin-Fließpressens aus der Blechebene in der industriellen Anwendung zu etablieren, werden neben dem grundlegenden Prozessverständnis auch Maßnahmen gebraucht, welche zu einer maßgeblichen Erhöhung der Materialausnutzung beitragen. Der Einsatz einer Ringzacke stellt einen vielversprechenden Ansatz zur gezielten Stoffflusssteuerung dar. Vor diesem Hintergrund wurde untersucht, ob die Verwendung einer niederhalterseitigen Ringzacke einen positiven Effekt zur Erhöhung des gewünschten radialen Werkstoffflusses in Richtung der Kavität bewirkt. Ringzacken sind in der Umformtechnik ausschließlich durch die Anwendung beim Feinschneiden bekannt. Durch das Einpressen der Ringzacke wird dabei ein lateraler von dem Scherbereich weggerichteter Werkstofffluss verhindert und bedingt durch die Geometrie zusätzlich Werkstoff in die Scherzone gepresst [148]. Der erhöhte Druckspannungsanteil führt beim Feinschneiden zu höheren Glattschnittanteilen [149]. Dies sind Eigenschaften, welche auch beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene erwünscht sind, weshalb im Rahmen der Untersuchungen, für diesen im Vergleich zum Feinschneiden verhältnismäßig neuen Prozess, der Einsatz und Nutzen einer Ringzacke untersucht wurde. Aus dem Stand der Technik (Ghasemali et al. [108]) sowie den Ausführungen in Abschnitt 5.2.1 dieser Arbeit ist ersichtlich, dass der Werkstofffluss zu Prozessbeginn dominant nach außen gerichtet ist. Dieser nach außen gerichtete Werkstofffluss ist unerwünscht, da das radial nach außen abfließende Material nicht mehr für die Bauteilausformung zur Verfügung steht. Eine Ringzacke erhöht in der Regel den Formänderungswiderstand, durch eine form- und kraftschlüssige Verbindung des Werkstoffs mit dem Werkzeug. Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurde die Ringzacke niederhalterseitig angebracht. Dies soll vor allem bei Prozessbeginn den dominanten Werkstofffluss radial nach außen in die Blechebene hemmen. Die im Rahmen der Untersuchungen verwendete Ringzacke auf dem Niederhaltereinsetz des Werkzeuges ist zusammen mit der standardmäßig glatten Niederhalterausführung in Bild 44 dargestellt. Die Konstruktion der Form sowie die Dimensionierung der Ringzacke erfolgte gemäß den Gestaltungsrichtlinien für den Feinschneidprozess [150]. Der Ringzackenabstand wurde auf

1,5 mm, die Ringzackenhöhe auf 308 μm , der Fußrundungsradius auf 0,2 mm und der Spitzenradius auf 0,3 mm festgelegt.

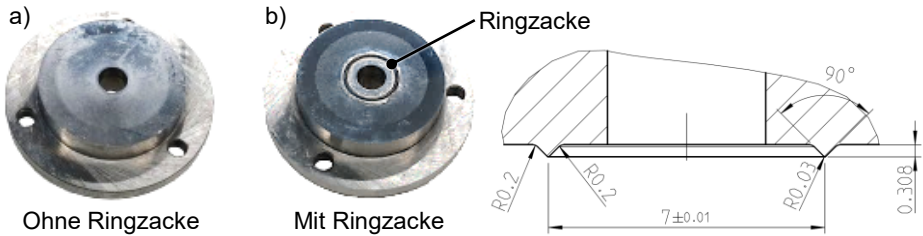


Bild 44: Unterschiedliche Niederhalterausführungen ohne Ringzacke (a) und mit Ringzacke (b)

Zu Prozessbeginn wird zunächst die Ringzacke in das Blech eingepresst. Für das vollständige Einbringen der Ringzacke in den Kupferwerkstoff wird eine Maximalkraft von 15775 N (wärmebehandelt) bzw. 56225 N (walzhart) benötigt. Um die Vergleichbarkeit zwischen den beiden Niederhalterausführungen zu gewährleisten wurde der Niederhalterdruck nach dem Einbringen der Ringzacke wieder auf 99 % der Anfangsfließspannung der jeweiligen Werkstoffzustände reduziert.

Im Diagramm in Bild 45 sind die erreichten Pinhöhen jeweils ohne und mit Ringzacke für Cu-OFE im wärmebehandelten und walzharten Zustand bei einem relativen Stempelhub von 75 % dargestellt.

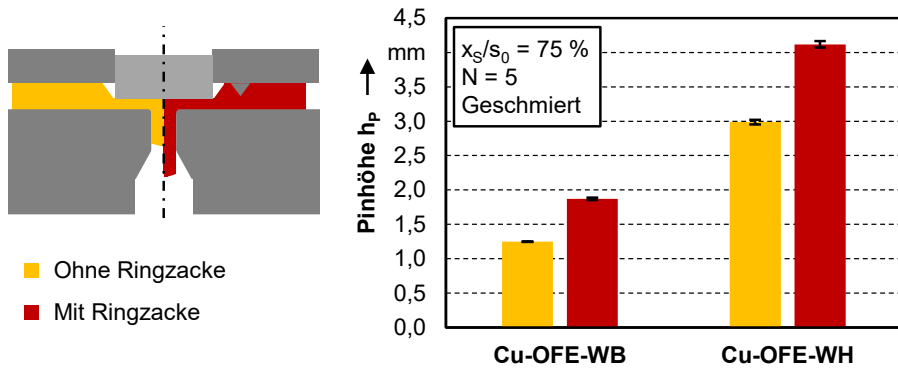


Bild 45: Pinhöhen bei einem relativen Stempelhub von 75 % für wärmebehandelten und walzharten Cu-OFE bei Nutzung eines Niederhalters mit und ohne Ringzacke

Zunächst fällt auf, dass der Prozess mit einer Standardabweichung von maximal 1 % für alle Konfigurationen sehr gering ist. Damit kann der Prozess unabhängig von der Niederhaltergeometrie als wiederholgenau bewertet werden. Bei Deutung des Diagramms wird weiterhin klar, dass durch den Einsatz der Ringzacke die Pinhöhe für Cu-OFE-WB von 1,246 mm auf

1,870 mm um 50 % gesteigert werden kann. Im walzharten Zustand nimmt die Pinhöhe von 2,987 mm auf 4,118 mm um 38 % zu.

Die signifikante Steigerung der Pinhöhe bei Verwendung der niederhalterseitigen Ringzacke ist darauf zurückzuführen, dass diese den Formänderungswiderstand in der passiven Umformzone durch die form- und kraftschlüssige Verbindung mit dem Werkstoff deutlich erhöht. Dies hemmt den unerwünschten radial nach außen gerichteten Werkstofffluss in die passive Umformzone erheblich, wodurch mehr Werkstoff in die Kavität fließt. Die Erhöhung des Formänderungswiderstands der passiven Umformzone ist auch in den Kraft-Weg-Verläufen in Bild 46 ersichtlich.

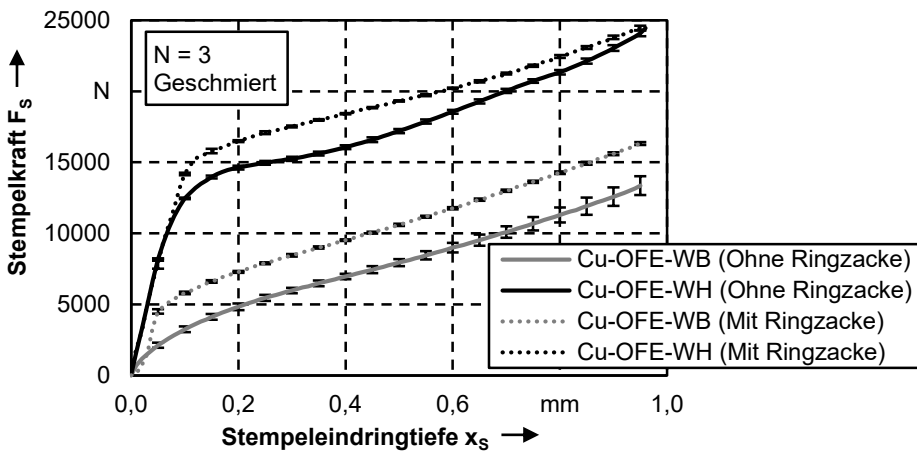


Bild 46: Experimentell ermittelte Kraft-Weg-Verläufe beim Pin-Fließpressen von Cu-OFE im wärmebehandelten und walzharten Zustand bei Nutzung eines Niederhaltereinsatzes mit Ringzacke sowie der glatten Ausführung

Verglichen mit dem glatten Niederhalter ist der Kraftbedarf bei Verwendung der Ringzacke deutlich größer. Dabei ist zu beachten, dass eine Ringzacke lediglich den Formänderungswiderstand der passiven Umformzone verändert, während dieser für das Pin-Fließpressen in der aktiven Umformzone von der werkzeugseitigen Maßnahme nicht beeinflusst wird. Dieser Sachverhalt ist anhand der schematischen Darstellung in Bild 45 verdeutlicht. Unter diesem Zusammenhang bewirkt eine höhere Stempelkraft eine prozentual höhere Ausformung des Pins. Somit kann der Kraft-Weg-Verlauf zur Bewertung der Wirksamkeit der Ringzacke über den kompletten Pin-Fließpressprozess aus der Blechebene genutzt werden. Bei Analyse der Kraft-Weg-Verläufe in Bild 46 fällt auf, dass die Umformkraft mit Ringzacke direkt zu Prozessbeginn für beide Werkstoffzustände deutlich höher ist. In dieser frühen Prozessphase ist der Werkstofffluss mit glattem Niederhalter dominant radial nach außen gerichtet (siehe Abschnitt 5.2.1).

Die Erhöhung des Formänderungswiderstandes in der passiven Umformzone und die damit höheren Druckspannungen in der aktiven Umformzone begünstigen den gewünschten Werkstofffluss in die Matrize erheblich. Bei Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe beider Werkstoffzustände fällt auf, dass für den wärmebehandelten Kupferwerkstoff die Ringzacke eine nahezu über den Prozess konstante Erhöhung der Umformkraft um circa 33 % gegenüber dem glatten Niederhalter bewirkt. Im walzharten Zustand ist die Erhöhung der Prozesskraft vor allem bei einem relativen Stempelhub zwischen 6-50 % von bis zu 14 % ausgeprägt. Über den Prozessverlauf beträgt die gemittelte Umformkraftherhöhung 9 %. Gegen Prozessende nähert sich der Kraftbedarf für Cu-OFE-WH bis auf 1,5 % an die Umformung mit glattem Niederhalter an.

Die unterschiedlichen Verläufe der benötigten Umformkräfte zwischen den beiden Werkstoffzuständen können durch deren plastisches Materialverhalten begründet werden. Das Cu-OFE verfestigt im walzharten Zustand kaum noch, während es im wärmebehandelten Zustand einen sehr hohen Verfestigungsexponenten aufweist (siehe Bild 6). Im wärmebehandelten Zustand ist die Anfangsfließspannung des Werkstoffs sehr gering. Durch die Ringzacke kann der Werkstoff radial nach außen aufgrund der zusätzlichen formschlüssigen Verbindung nur unterhalb der Ringzacke verdrängt werden. Diese Fließbehinderung erhöht die Umformkraft zu Prozessbeginn. Im weiteren Verlauf wird der radial nach außen fließende Werkstoff durch den engeren Fließspalt in der passiven Umformzone stärker verfestigt, weshalb die Steigerung der Prozesskraft über den gesamten Prozess nachhaltig ist. Der walzharte Werkstoff besitzt demgegenüber eine hohe Anfangsfließspannung und kaum eine Kaltverfestigung mit zunehmender Dehnung. In dessen Folge kommt es zunächst auch zu einer Erhöhung der Prozesskraft, da der Stempel sich oberhalb der Ringzackenspitze befindet und dieser den radial nach außen gerichteten Werkstofffluss in erheblichem Maße hemmt. Sobald der Stempel sich unterhalb der Ringzackenspitze ($x_S \geq h_{rz}$) befindet, fließt der Werkstoff wieder dominanter unterhalb der Ringzacke hindurch radial nach außen. Bedingt durch die geringe Kaltverfestigung des walzharten Cu-OFE gleicht sich der Kraftverlauf mit zunehmendem Stempelhub an die Referenzumformung mit glattem Niederhalter an, da der Werkstoff zu Prozessende, aufgrund des geringen Festigkeitsunterschieds zwischen aktiver und passiver Umformzone, überwiegend in Richtung der Kavität fließt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass der Einsatz einer niederhalterseitigen Ringzacke eine effektive und effiziente Maßnahme für die gezielte Stoffflusssteuerung darstellt. Durch diese verhältnismäßig einfach

umzusetzende Maßnahme konnte eine Steigerung der Pinhöhe um bis zu 50 % erreicht werden. Gleichzeitig war kein signifikanter Effekt bei der Aufweitung der Blechrunde oder dem Beginn der Trichterausformung messbar.

Matrizendurchmesser

Der Matrizendurchmesser dimensioniert das herzustellende Bauteil und ist deshalb eine eigentlich nicht veränderliche Größe. Mit den in Abschnitt 5.2 grundlegend beschriebenen Einflussparametern kann der Prozess hinsichtlich der Pinhöhe und der Werkstoffausnutzung bei gleichzeitiger Vermeidung von unerwünschter Trichterausformung ausgelegt werden. Bei korrekter geometrischer Prozessskalierung sind die Auswirkungen aller beschriebenen Einflussparameter auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene bis zum Auftreten kritischer Größeneffekte im Mikrobereich, welche in Abschnitt 6.1 adressiert werden, uneingeschränkt gültig. Je nach Anwendungsfall kann es jedoch erforderlich sein, lediglich den Pindurchmesser zu ändern. Dies führt zu einer veränderten aktiven Umformzone, dessen Auswirkungen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene im folgenden Absatz erläutert werden. Zur Analyse der Prozesscharakteristik wurden experimentelle Versuche mit einem Matrizendurchmesser von $d_M = 0,47$ mm (Mikrobereich) und $d_M = 1,32$ mm (Makrobereich) durchgeführt und deren Auswirkungen auf die Pinhöhe, die Werkstoffausnutzung sowie die Umformkraft bewertet. Die Ergebnisse sind in Bild 47 dargestellt.

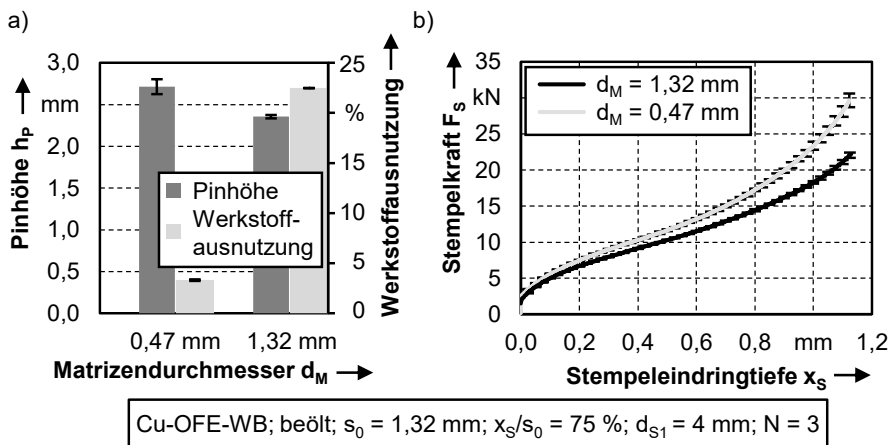


Bild 47: Pinhöhe, Werkstoffausnutzung (a) und Umformkraft (b) in Abhängigkeit der Stempleindringtiefe

Durch die Verwendung des kleineren Matrizendurchmessers nimmt die Pinhöhe geringfügig um 15,2 % zu (Bild 47a). Im Gegensatz dazu verringert

sich aufgrund des mit dem Matrizen­durchmesser quadratisch abnehmen­den Pin­volumens die Werkstoffausnutzung deutlich von 22,5 % auf lediglich 3,3 %. Die um den Faktor 7 abnehmende Werkstoffausnutzung kann ebenfalls anhand des Prozessmodells aus Bild 22 plausibilisiert werden. Die Verkleinerung des Matrizen­durchmessers bewirkt eine Erhöhung des Formänderungswiderstandes in die Kavität (aktive Umformzone). Der Formänderungswiderstand der passiven Umformzone wird durch die Änderung des Matrizen­durchmessers nicht beeinflusst. Aus diesem Grund fließt bei Abnahme des Matrizen­durchmessers der vom Stempel verdrängte Werkstoff dominanter radial nach außen.

Die Erhöhung des Fließwiderstandes kann auch analytisch dargestellt werden. Die ideale Umformkraft in die Kavität kann näherungsweise nach Gl. (18), in Anlehnung an das konventionelle Voll-Vorwärts-Fließpressen [151], berechnet werden. Bedingt durch die Verkleinerung des Matrizen­durchmessers von 1,32 mm auf 0,47 mm verdoppelt sich die ideale Umformkraft nahezu. Der höhere Umformwiderstand ist in Bild 47b deutlich zu erkennen. Eine Verdopplung der Umformkraft liegt hier jedoch nicht vor, da der Werkstofffluss in Richtung Kavität aufgrund des Werkstoffflusses in die passive Umformzone lediglich einen Bruchteil der benötigten Gesamtkraft beim Pin-Fließpressen aus der Blecheben einnimmt.

$$F_{id} = A_{S1} \times k_{fm} \times \varphi_{max}; \text{ mit } \varphi_{max} = \ln\left(\frac{A_{S1}}{A_{Pin}}\right) \quad (18)$$

Der höhere Formänderungswiderstand für den kleineren Matrizen­durchmesser ist ebenfalls klar anhand der Kraft-Weg-Verläufe (Bild 47b) ersichtlich. Zu Beginn der Umformung (dominanter Werkstofffluss radial nach außen) ist der Kraftunterschied verhältnismäßig gering. Mit zunehmender Stempelleindringtiefe steigt dieser jedoch deutlich an, da prozessbedingt der Werkstofffluss radial in Richtung Kavität immer mehr zunimmt und sich somit der erhöhte Formänderungswiderstand in der Kavität stärker bemerkbar macht. Die Prozessstreuung nimmt mit abnehmendem Matrizen­durchmesser zu, was sowohl anhand der Pin­höhe als auch an der Umformkraft zu erkennen ist. Ein möglicher Grund für die höhere Prozessstreuung könnten Größeneffekte sein. Wahrscheinlicher ist jedoch, dass durch das deutlich geringere Bauteilvolumen eine mögliche leicht außermittig platzierte Ronde stärker ins Gewicht fällt.

Sowohl in numerischen Simulationen als auch in experimentellen Versuchen konnte festgestellt werden, dass eine Vergrößerung des Matrizen­durchmessers zu einer frühzeitigeren und stärkeren Trichterausformung führt. Auch hier bestätigt sich der Zusammenhang aus Gl. (14). Durch einen

größeren Matrizendurchmesser ist das Verhältnis zwischen dem lateralen Fließquerschnitt von Stempel und Matrize in Richtung Kavität und dem Pinquerschnitt kleiner. Aus diesem Grund ist bereits bei einer geringeren Stempel Eindringtiefe der kritische Wert hinsichtlich des Beginns der Trichterausformung erreicht.

Matrizeneinlaufradius

Beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen wirkt sich der Schulteröffnungswinkel erheblich auf den erzielten Umformgrad im Bauteil und auch auf das Auftreten so genannter Chevronrisse, als Folge zu hoher Zugspannungen im Bauteilkern, aus [133]. Das Voll-Vorwärts-Fließpressen ist ein formgebundenes Verfahren, weshalb sich der Schulteröffnungswinkel nicht auf die Länge des fließgepressten Bauteils auswirkt. Vor den genannten Hintergründen war es Gegenstand der Untersuchungen, ob die Zielgrößen beim nur teilweise formgebundenen Pin-Fließpressen aus der Blechebene durch eine gezielte Veränderung des Matrizeneinlaufradius eingestellt werden können. Aufgrund der großen Herausforderungen bei der Herstellung der feinen Radien sowie dem im Vergleich zum Erkenntnisgewinn hohem finanziellen Aufwand für die Fertigung von zahlreichen Hartmetallmatrizen, wurde die Studie des Matrizeneinlaufradius lediglich numerisch durchgeführt. Hierfür wurde der Einlaufradius im Simulationsmodell mit einer Schrittweite von 0,01 mm zwischen $0 \text{ mm} \leq r_E \leq 0,24 \text{ mm}$ variiert. Der Einfluss des Radius auf die Pinhöhe und Trichtertiefe ist in Bild 48 für unterschiedliche auf die Blechdicke bezogenen Stempel Eindringtiefen dargestellt.

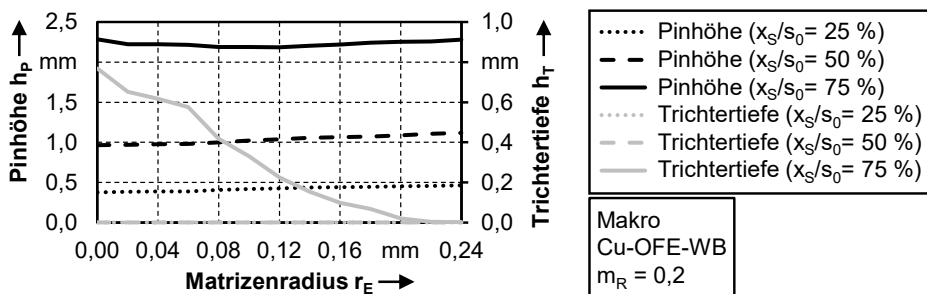


Bild 48: Numerisch berechneter Einfluss des Matrizeneinlaufradius auf die Pinhöhe und die Trichtertiefe in Abhängigkeit des relativen Stempelhubes

Im Diagramm ist zu erkennen, dass die Pinhöhe durch größere Matrizenrundungen vor allem für kleine Stempel Eindringtiefen geringfügig gesteigert werden kann. Die Steigerung der Pinhöhe ist auf die geringere Umlen-

kung des Werkstoffflusses in Richtung Kavität und dem daraus resultierenden reduzierten Formänderungswiderstand zurückzuführen. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass für größere Matrizen einlaufweiten ein höheres Kavitätswolumen im Einlaufbereich gefüllt werden muss. Vor diesem Hintergrund wird deutlich, dass der Werkstofffluss in Richtung Kavität mehr zunimmt, als es die reine Auswertung der Pinhöhe zunächst vermuten lässt. Der Effekt der zunehmenden Pinhöhe ist vor allem bei geringen Stempelerindringtiefen deutlich ausgeprägt, da in dieser Prozessphase der Werkstofffluss dominant nach außen gerichtet ist und bereits eine kleine Reduktion des Formänderungswiderstandes in Richtung Kavität die Ausformung des Pins begünstigt. Bei hohen Stempelerindringtiefen ist der Effekt anhand der Pinhöhe nicht mehr erkennbar. Dies ist durch die Trichterausformung bei hohen relativen Stempelhuben zu begründen. Bei einem relativen Stempelhub von 25 % bzw. 50 % treten keine Trichter auf. Für 75 % zeigt sich ein interessanter Effekt. Laut der numerischen Ergebnisse kann der Trichter bei dieser Eindringtiefe durch größere Matrizenradien verkleinert beziehungsweise für $r_E = 0,24$ mm sogar vollständig verhindert werden. Die Verringerung der Trichterausformung bei größeren Matrizenradien kann ebenfalls durch die Theorie der Fließquerschnitte (Gl. 14) begründet werden. Durch die Vergrößerung des Einlaufradius erhöht sich am Übergang zwischen dem lateralen Werkstofffluss und der Kavität der Querschnitt, wodurch die kritische Stempelerindringtiefe zunimmt. Vor diesem Hintergrund bietet der Matrizen einlaufradius, vor allem bei geringen Restblechdicken, eine wichtige Stellgröße für die Kontrolle beziehungsweise die gezielte Einstellung der Trichtertiefe.

Allgemeingültig kann formuliert werden, dass mit dem Matrizen einlaufradius die Werkstoffausnutzung geringfügig optimiert und gleichzeitig die Trichtertiefe erheblich reduziert werden kann. Aufgrund des in Kapitel 6 untersuchten mehrstufigen Konzepts mit einem Scherschneidprozess in der letzten Stufe wurde der Einlaufradius mit $r_E = 0,14$ mm in den Experimenten nicht zu groß gewählt, da die Schneidstufe im Labormaßstab mit der Matrize aus den Umformstufen realisiert wurde.

5.3 Werkzeugbeanspruchung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene

Bedingt durch die geringe Blechdicke beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene im Vergleich zur Probenhöhe beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen sind die benötigten Umformkräfte und damit auch die Werkzeugbeanspruchung des Stempels deutlich höher. Vor diesem Hintergrund

wird in diesem Abschnitt die Werkzeugbeanspruchung anhand der experimentellen Untersuchungen mit dem Kupferwerkstoff und dem weichen Tiefziehstahl bewertet.

Für einen relativen Stempelhub von $x_s/s_o = 75\%$ beträgt der Stempeldruck 1263 ± 33 MPa (Cu-OFE-WB), 1951 ± 19 MPa (Cu-OFE-WH) und 2164 ± 7 MPa (DCo4) bei $N = 3$ Versuchen im beölten Zustand. Zunächst ist hierbei der kausale Zusammenhang einer steigenden Werkzeugbeanspruchung mit zunehmender Werkstofffestigkeit festzustellen. Für eine, neben den technologischen Vorzügen, auch potenziell wirtschaftliche Anwendung wurde für den Fließpressstempel eine Normalie aus der Hartmetallsorte CD-30 verwendet. Diese weist eine Druckfestigkeit von bis zu 4760 MPa auf [152], weshalb die Herstellung von Pins aus Cu-OFE und DCo4 als unkritisch zu bewerten sind. Die ebenfalls untersuchten AA6xxx-Legierungen weisen eine geringere Festigkeit auf, weshalb auch hier keine Restriktionen bestehen. In einer Weiterentwicklung des Prozesses zur Fertigung von mikroverzahnten Bauteilen wurde auch bei einem relativen Stempelhub von 90 % für die Werkstoffe Cu-OFE und CuZn30 die kritische Stempelbeanspruchung in den Experimenten nicht überschritten [P17]. Lediglich der TWIP-Stahl T1000 konnte mit dem genutzten Werkzeugsystem nicht vollständig ausgeformt werden, da durch die hohe Kaltverfestigung bis zu einer Fließspannung im Bereich unterhalb des Stempels von > 2500 MPa eine Stempeldruckbeanspruchung > 6500 MPa vorliegt. Werkstoffe dieser Festigkeitsklasse können unter Umständen durch die druckfestere Hartmetallklasse K01 umgeformt werden, welche Druckfestigkeiten von bis zu 8500 MPa besitzen [104]. Der Nachweis hierfür müsste jedoch erst nach weiteren Forschungsarbeiten experimentell erbracht werden. Die Werkzeugbeanspruchung der Matrize wurde numerisch analysiert und ist deutlich geringer als die des Stempels [S4]. Für die Matrize wurde die korrosionsbeständige Feinstkornhartmetallsorte CF-Si8Z verwendet, welche eine Druckfestigkeit von 6500 MPa [153] und eine geringe Aufschweißneigung [126] aufweist. Bei Zusammenfassung aller Ergebnisse der im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit durchgeführten numerischen und experimentellen Prozessanalysen ist die Werkzeugbeanspruchung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene als unkritisch einzustufen.

6 Erforschung des Potenzials des Pin-Fließpressens aus der Blechebene für die Mikroumformtechnik

Die in Kapitel 5 im Makrobereich untersuchten Einflussgrößen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene wurden grundsätzlich alle auch im Größenbereich der Mikroumformung untersucht. In Kapitel 6 wird das Potenzial des Pin-Fließpressens zur mehrstufigen Umformung metallischer Mikrobauteile anhand der in Bild 49 dargestellten Prozessstufen bewertet.

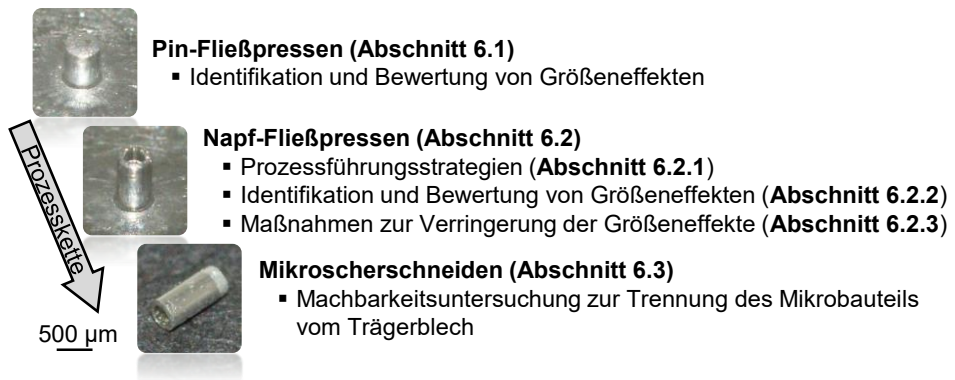


Bild 49: Übersicht zu der in Kapitel 6 analysierten dreistufigen Prozesskette zur Herstellung von metallischen Mikrobauteilen aus Blechhalbzeugen

Die Ergebnisse für das gemäß der Ähnlichkeitstheorie in den Mikrobereich skalierte Pin-Fließpressen aus der Blechebene werden in Abschnitt 6.1 hinsichtlich möglicher hervorgerufener Größeneffekte evaluiert. In Abschnitt 6.2.1 werden zur Ausformung des Demonstrators – einem Pin mit Napf unterschiedlicher Wandstärke – mit der einstufigen und mehrstufigen Umformung, verschiedene Prozessführungsstrategien hinsichtlich der Prozessstabilität und der Werkstoffausnutzung analysiert. Mögliche Größeneffekte beim Napf-Fließpressen in Abhängigkeit der Napfwandstärke werden in Abschnitt 6.2.2 identifiziert und plausibilisiert. Darüber hinaus wird die zweite Prozessstufe (Napf-Fließpressen) hinsichtlich der Prozessstabilität und der Werkzeugbeanspruchung beurteilt. Weiterhin wird das in der Literatur häufig benannte Potenzial nanokristalliner Werkstoffe zur Reduktion von Größeneffekten in der Mikroumformtechnik entlang der untersuchten Prozesskette geprüft (Abschnitt 6.2.3). Hierfür wurde die Aluminiumlegierung AA6014 genutzt, dessen Korngröße in einem kumulativen Walzplattierprozess auf unter ein Mikrometer reduziert wurde. Die

grundsätzliche Machbarkeit einer dreistufigen Prozesskette, bestehend aus dem Pin-Fließpressen (1. Stufe), dem anschließenden Napf-Fließpressen (2. Stufe) und der Separierung von Bauteil und Trägerblech durch Scherschneiden (3. Stufe) wird in Abschnitt 6.3 anhand einer Mikroscherschneidstufe evaluiert.

6.1 Analyse von Größeneffekten beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene

Zur Identifikation, Plausibilisierung und Bewertung von Größeneffekten wurde der in Abschnitt 5.2 analysierte Pin-Fließpressprozess gemäß dem Längenmaßstab aus (Gl. 12) geometrisch in den Mikrobereich skaliert. Die Prozessparameter der Makro- und Mikroumformung sind in Tabelle 4 zusammengefasst. Zur Berücksichtigung einer hohen Bandbreite an unterschiedlichen Korngrößen, Festigkeiten und Verfestigungsverhalten wurden die Werkstoffe Cu-OFE-WB, Cu-OFE-WH und DCo4 für die Analyse genutzt. In Bild 50 sind die erreichten Pinhöhen und die Stempeleindringtiefen für die Makro- und Mikroumformung dargestellt.

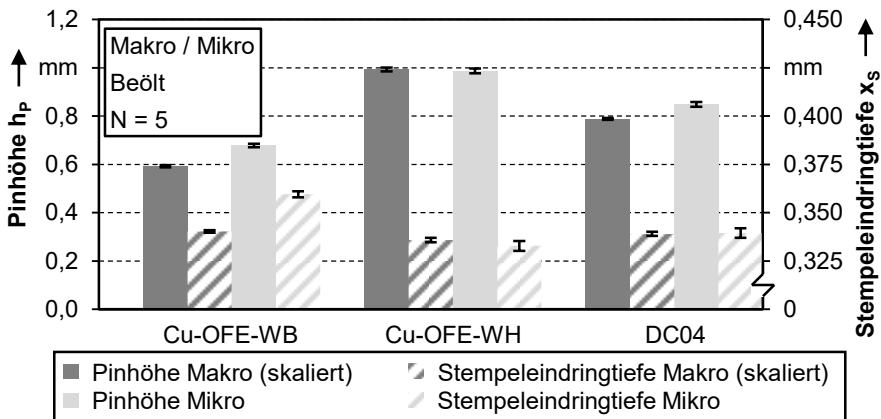


Bild 50: Vergleich der Pinhöhen und der Stempeleindringtiefen zwischen skaliertem Makrobereich und Mikrobereich für die Werkstoffe Cu-OFE-WB, Cu-OFE-WH und DCo4 bei einem relativen Stempelhub von 75 %

Um die beiden extensiven Prozessgrößen miteinander vergleichen zu können, wurden die geometrischen Kennwerte aus dem Makrobereich mit dem Längenmaßstab $\lambda = 0,356$ multipliziert. Gemäß der Definition deuten Abweichungen solcher proportional extrapolierter extensiver Prozessgrößen auf Größeneffekte hin [9]. Das Laborwerkzeug wie auch gängige Produktionsanlagen unterliegen ebenfalls einer Fertigungs-, Einstellungs- und Wiederholgenauigkeit, welche durch die verbauten Komponenten sowie

die Prozesssteuerung beziehungsweise -regelung beschränkt ist. So können neben Größeneffekten auch derartige Imperfektionen bei der skalierten Werkzeugfertigung ursächlich für mögliche Abweichungen sein.

Bei Gegenüberstellung der Stempeleindringtiefen im Diagramm fällt zunächst auf, dass mit einer maximalen Abweichung der gemittelten Stempeleindringtiefen zwischen Makro- und Mikrobereich von 0,90 % (Cu-OFE-WH) und 0,15 % (DCo4) die Skalierung der Prozessführung sehr gut gelungen ist. Für Cu-OFE-WB liegt eine absolute Differenz der Eindringtiefen von 19,2 μm vor, was eine um 5,64 % höheren Stempeleindringtiefe entspricht. Dies muss bei der Bewertung der erzielten Pinhöhen mitberücksichtigt werden. Die Standardabweichung bei den Stempeleindringtiefen liegt im Makrobereich durchschnittlich bei 0,10 % und im Mikrobereich bei 0,63 %. Die Abweichung ist damit im Mikrobereich zwar leicht höher, aber insgesamt noch als äußerst gering einzustufen. Die maximale absolute Standardabweichung von 2,5 μm ist im Hinblick der verwendeten Abstandshalter, der Werkzeugtechnik und der Maschinengenauigkeit als sehr gut zu bewerten. Die Diskrepanz bei der Standardabweichung zwischen Makro- und Mikrobereich beläuft sich auf einen Mikrometer, was unter Berücksichtigung der verwendeten Messstrategie und der maximal erreichbaren Maschinen- und Werkzeuggenauigkeit nicht auf einen Größeneffekt gemäß Vollersen [9] zurückgeführt werden kann.

Die Ergebnisse der absolut erreichten Pinhöhen zeigen auf, dass auch im Mikrobereich die Pinhöhe, wie im Makrobereich in Abschnitt 5.2.3 festgestellt, vom Verfestigungsexponenten abhängig ist. Für Cu-OFE-WB wird eine Pinhöhe von $0,679 \pm 0,007$ mm, für DCo4 von $0,848 \pm 0,010$ mm und für Cu-OFE-WH von $0,987 \pm 0,010$ mm erreicht. Der relative Vergleich beider Ausführungen zeigt für die Skalierung in den Mikrobereich für Cu-OFE-WB eine Erhöhung der Pinhöhe um 14,7 %, für DCo4 um 7,65 % und für Cu-OFE-WH eine geringfügige Verringerung um 0,58 %.

Die Standardabweichung bei den Pinhöhen ist im Makrobereich mit 0,79 % (Cu-OFE-WB), 0,76 % (Cu-OFE-WH) und 0,48 % (DCo4) als sehr gering zu bewerten. Im Mikrobereich ist diese mit 1,08 % (Cu-OFE-WB), 0,96 % (Cu-OFE-WH) und 1,14 % (DCo4) leicht höher, aber immer noch auf einem geringen Niveau. Die Ursache der leicht erhöhten Standardabweichung im Mikrobereich liegt vermutlich nicht an Größeneffekten, sondern vielmehr in der maximal einstellbaren Positionierungsgenauigkeit sowie der Messunsicherheit begründet. Gemäß der Definition von Größeneffekten konnte für Cu-OFE-WH kein signifikanter Skalierungseffekt anhand der Pinhöhe identifiziert werden. Die messbaren Abweichungen bei Cu-OFE-

WB und DCo₄ deuten aber auf einen vorliegenden Größeneffekt hin, welcher zunächst im Widerspruch zur Theorie der höheren Zwangsbedingungen der im Werkzeugkontakt stehenden Randkörnern von Wang et al. [77] zu stehen scheint. Aufgrund des mit zunehmender Miniaturisierung steigenden Volumenanteils der Randkörner mit Gleitbehinderung wäre gemäß der Modellvorstellung eine geringe Pinhöhe für den Mikrobereich zu erwarten. Die deutlich größere relative Zunahme der Pinhöhe bei Cu-OFE-WB gegenüber DCo₄ ist neben dem Größeneffekt auch durch die prozentual höhere Stempel Eindringtiefe begründet. In Bild 51 sind exemplarisch Schlibfbilder der umgeformten Proben von Cu-OFE-WB, Cu-OFE-WH und DCo₄ vergleichend im Makro- und Mikrobereich gegenübergestellt.

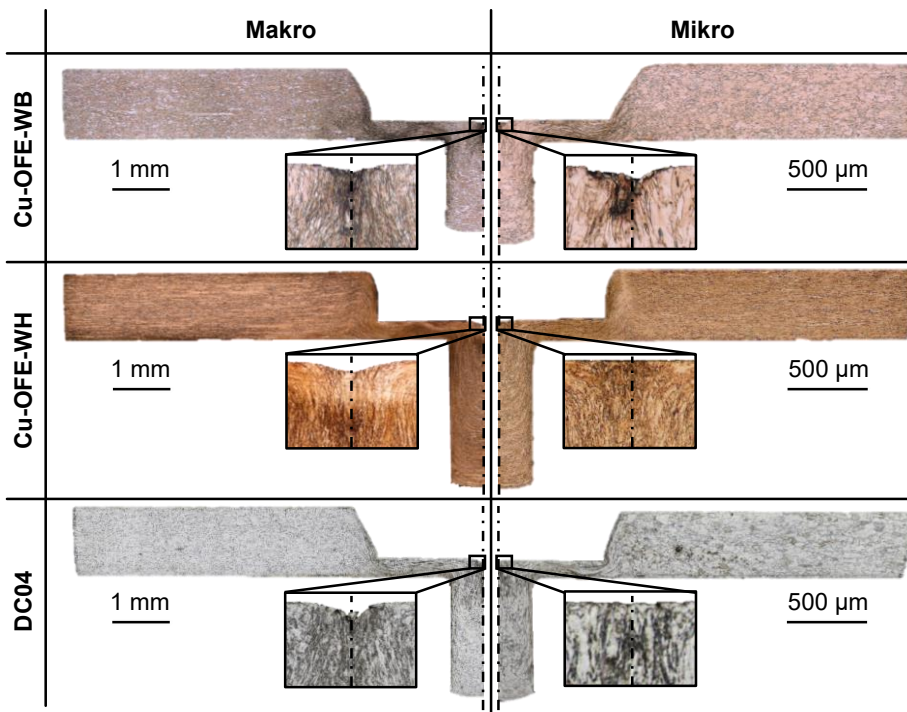


Bild 51: Gegenüberstellung von Schlibfbildern aus dem Makro- und Mikrobereich für die Werkstoffe a) Cu-OFE-WB, b) Cu-OFE-WH und c) DCo₄

Bei weiterer Analyse fällt neben den bereits thematisierten leicht höheren Pins im Mikrobereich für Cu-OFE-WB und DCo₄ auch auf, dass die Trichterausformung im Mikrobereich bei identischem relativen Stempelhub tendenziell geringfügiger (Cu-OFE-WB) oder auch gar nicht (Cu-OFE-WH, DCo₄) auftritt [P8]. Die wellenförmige Orientierung der Fließlinien im Bereich der aktiven Umformzone unterhalb des Stempels sind durch die über den Prozess radial nach außen wandernde Fließscheide in Kombination

mit der axialen Stauchung zu begründen. Optisch betrachtet sind diese Fließlinien für den Makrobereich stärker ausgeprägt.

Eine Plausibilisierung für die identifizierten Größeneffekte kann durch die Modellvorstellung des Randschichtmodells nach Meßner [63] beziehungsweise dessen Weiterentwicklung, das so genannte Übergangsschichtmodell nach Wang et al. [154], gegeben werden. Beide Modelle haben die Annahme gemein, dass aufgrund der größeninvarianten Gefügestruktur der Randkornanteile mit fortschreitender Prozessminiaturisierung zunimmt [63]. Diese Modelle dienen vor allem der Beschreibung des Miniaturisierungseinflusses auf die Fließspannung. Das Randschichtmodell besteht lediglich aus Randkörnern und innenliegenden Körnern, welchen unterschiedliche Kompatibilitätsbedingungen zu Grunde liegen [63]. Die ungleichen Randbedingungen, welche freie Oberflächenkörner, Randkörner mit Werkzeugkontakt und innenliegende Körner aufweisen, führen zu lokal variierenden Fließspannungen. Freie Oberflächenkörner weisen eine geringere Fließspannung als innenliegende Körner auf [63]. Aufgrund der verstärkten Zwangsbedingung von Randkörnern, welche im direkten Werkzeugkontakt stehen, weisen diese einen größeren Formänderungswiderstand auf [63]. Geers et al. [155] hat nachgewiesen, dass Randkörner mit Werkzeugkontakt einen höheren Formänderungswiderstand besitzen als Gefügekörner im Inneren des Werkstücks. Zur Erreichung einer höheren Prognosegüte wurde zwischen den Rand- und innenliegenden Körnern eine Übergangsschicht definiert, welche einen Formänderungswiderstand zwischen dem Randkorn und dem innenliegenden Korn aufweist [156]. In Bild 52 ist das Übergangsschichtmodell für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene im Makro- und Mikrobereich schematisch und anhand von Schliffbildern aus den Experimenten mit Cu-OFE-WB dargestellt. Die Randkörner stehen im direkten Kontakt mit dem Umformwerkzeug, weshalb die Formänderung an der Kontaktfläche eingeschränkt ist und die Oberflächenreibung im Prozess über diese Körner in das Werkstück übertragen wird [P8]. Dies hat einen großen Materialflussgeschwindigkeitsgradienten über die Blechdicke zu Folge, welcher auch in konventionellen Massivumformprozessen, wie zum Beispiel dem Voll-Vorwärts-Fließpressen oder dem Stauchen, beobachtet werden kann [151]. Die oberflächennahen Körner fließen aufgrund der über die Korngrenzen vom Randkorn übertragenen Reibkraft langsamer als die Körner in der Blechmitte und rufen somit einen über die Blechdicke inhomogenen Werkstofffluss hervor. Durch die annähernd gleiche Korngröße bei der Makro- und Mikroumformung ist der Anteil der Randkörner am Gesamtwerkstoffvolumen im Makrobereich gemäß dem Skalierungsfaktor geringer als im Mikrobereich. Für

die Werkstoffe Cu-OFE-WB und DCo₄ sind aufgrund der Korngröße nur noch verhältnismäßig wenige Körner über dem Querschnitt an der Umformung beteiligt. Dies hat zur Folge, dass der Materialflussgeschwindigkeitsgradient deutlich geringer als im Makrobereich ausgeprägt ist, da hier die Kompatibilitätsbedingungen an den Korngrenzen, durch die Nähe zum Randkorn, den Werkstofffluss in der Mitte zwischen Stempel und Matrize hemmen. Dadurch bedingt fließt das Material gleichmäßiger radial in Richtung Kavität und eilt nicht in der Mitte mit einer höheren Geschwindigkeit voraus. Dieser Erklärungsansatz kann durch die Schlibfbilder in Bild 52 gestützt werden. Im Makrobereich sind deutlich ausgeprägte Fließlinien in der Blechmitte zu erkennen welche radial in Richtung Kavität orientiert sind. Im Mikrobereich sind die Fließlinien über die Blechdicke gleichmäßiger ausgeprägt, was auf einen homogenen Werkstofffluss hindeutet.

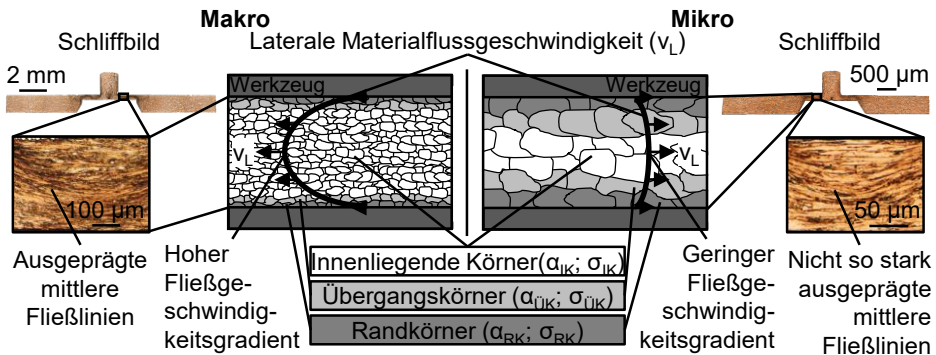


Bild 52: Modellvorstellung (Übergangsschichtmodell) zur Plausibilisierung auftretender Größeneffekte in Anlehnung an [P8]

Gegenüber den Randkörnern kann der Werkstoff aufgrund der Randbedingungen über die innenliegenden Körner freier fließen. Deshalb wird der reale Fließquerschnitt in der Blechebene durch das Verhältnis der Randkörner zu den innenliegenden Körnern definiert. Aufgrund des Verhältnisses von Randkörnern zu innenliegenden Körnern ist somit der reale mittlere Fließquerschnitt in Richtung Kavität im Mikrobereich bei identischer Korngröße größer als im Makrobereich, wodurch die Pinhöhe zunimmt. Durch den höheren reibungsbehafteten mittleren Fließquerschnitt nimmt somit für Cu-OFE-WB und DCo₄ die Pinhöhe mit zunehmender Miniaturisierung zu (Bild 50). Für den Werkstoff Cu-OFE-WH hingegen ist die Pinhöhe gemäß der Ähnlichkeitstheorie identisch. Dies ist darauf zurückzuführen, dass für die durchschnittlichen Korngrößen von 28 µm (Cu-OFE-WB) und 33 µm (DCo₄) zu Versuchsbeginn im Mikrobereich Kornzahlen zwischen 14 und 17 vorliegen. Durch die hohe Vorverfestigung im Walzprozess beträgt die mittlere Korngröße in Blechdickenrichtung lediglich 5 µm,

woraus eine Kornzahl im Mikrobereich von $\kappa = 94$ resultiert. Bei Kornzahlen von $\kappa > 50$ wird von einer homogenen Formänderung ohne Größeneffekte, wie im Makrobereich, ausgegangen [6]. Nähert sich die Kornzahl dem Wert $\kappa = 1$, treten drastische Veränderungen des Materialverhaltens und damit Größeneffekte auf [65]. Gemäß dem Randschicht- beziehungsweise dem Übergangsschichtmodell nimmt der Größeneffekt mit zunehmender Kornzahl ab [63]. Dieser Zusammenhang ist als Grund anzuführen, weshalb der Größeneffekt einer höheren Pinhöhe im Mikrobereich für Cu-OFE-WH nicht und für Cu-OFE-WB sowie für DCo₄ auftritt.

Die in Bild 51 detektierte geringere Trichtertiefe kann ebenfalls durch das Übergangsschichtmodell begründet werden. Im Mikrobereich nimmt die Trichterausformung, bedingt durch den homogeneren Werkstofffluss und den damit verbundenen höheren realen mittleren Fließquerschnitt in lateraler Richtung gemäß Gl. (14), ab.

Der durch Vergleich der Pinhöhen (Bild 50) identifizierte Größeneffekt ist im Stempeldruck-Stempelhub-Diagramm (Bild 53) nicht eindeutig ersichtlich. Zunächst ist auffällig, dass die Standardabweichungen des Stempeldrucks im Mikrobereich höher sind als im Makrobereich. Dies kann auf einen Größeneffekt hindeuten. Mit einer maximalen Standardabweichung von 3,2 % (Cu-OFE-WB) bewegt sich die Standardabweichung aber noch in einem für die Massivumformung typischen Rahmen. Bei der Bewertung der Abweichungen ist zu berücksichtigen, dass im Mikrobereich die maximalen Stempelkräfte zwischen 1,9 kN und 3,2 kN betragen. Dies entspricht lediglich 0,29 % – 0,49 % vom Messbereich des verwendeten Kraftmessrings, weshalb von der leicht erhöhten Standardabweichung nicht direkt auf einen Skalierungseffekt geschlossen werden kann. Für Cu-OFE-WB ist der Stempeldruck über den Prozess für den Makro- und Mikrobereich nahezu identisch. Für die Werkstoffe Cu-OFE-WH und DCo₄ sind geringfügige Abweichungen im Stempeldruckverlauf vorhanden. Jedoch ist der qualitative Verlauf zwischen Makro- und Mikroumformung gut vergleichbar. Bis zu Beginn der Trichterausformung beträgt der Stempeldruck für Cu-OFE-WB 1181 MPa in der Makroumformung. Im Mikrobereich ist der Stempeldruck bei gleichem relativen Stempelhub mit 1252 MPa um 6 % höher. Für DCo₄ ist hingegen der Stempeldruck im Mikrobereich mit 2024 MPa um 5 % kleiner als im Makrobereich mit 2131 MPa. Bei der Umformung von Cu-OFE-WH sind die Stempeldrücke für Haupt- und Modellausführung nahezu identisch. Dieser ist mit 1864 MPa im Mikrobereich lediglich um 0,2 % höher als mit 1860 MPa im Makrobereich.

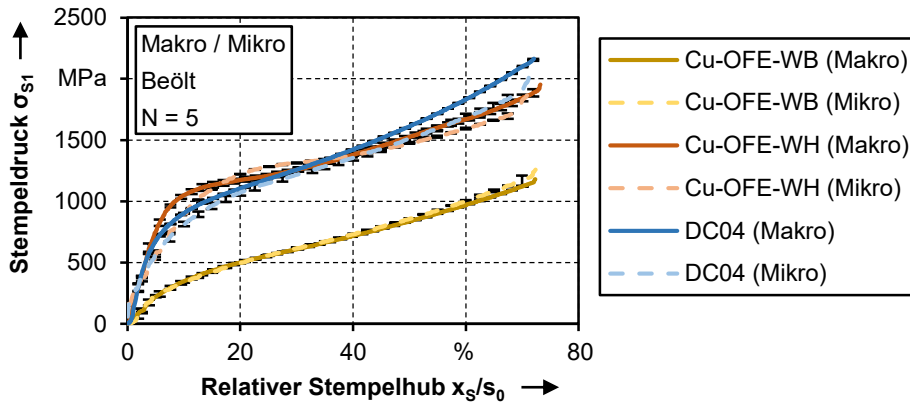


Bild 53: Vergleich der Prozesskräfte während des Pin-Fließpressens zwischen Makro- und Mikrobereich anhand der auf die Stempel­fläche bezogenen Kraft und dem relativen Stempelhub

Die geringe Abweichung in der Maximalkraft zwischen Makro- und Mikro­umformung für den Werkstoff Cu-OFE-WH und die leichten Abweichungen für Cu-OFE-WB und DCo4 stützen somit den Erklärungsansatz des Übergangsschichtmodells (Bild 52). Gemäß der Theorie des Randschicht­modells müsste beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene der Stempel­druck mit zunehmender Miniaturisierung steigen. Für Cu-OFE-WB ist dies auch der Fall. Für DCo4 liegt hingegen ein geringerer Stempel­druck an. Die Ursache für diese Anomalie kann mit den durchgeführten Analyse­methoden und mit den in der Literatur bekannten Modellvorstellungen nicht plausibilisiert werden.

Insgesamt ist die Werkzeugbeanspruchung sowohl für den Kupfer- als auch für den Stahlwerkstoff mit maximal 2131 MPa deutlich unterhalb der maximalen Druckfestigkeit der eingesetzten Hartmetallnormalie aus CD-30, welche einer Beanspruchung von bis zu 4760 MPa standhalten kann. Mit der Ko1-Klasse sind derzeit Hartmetallwerkzeuge, welche einer Druck­beanspruchung von bis zu 8500 MPa standhalten, erhältlich. Somit ist das Pin-Fließpressen aus der Blechebene hinsichtlich der Werkzeug­beanspruchung, sowohl für die Makro- als auch für die Mikroumformung, als unkritisch einzustufen.

6.2 Untersuchung der Herstellbarkeit eines Formele­ments auf dem Pin mittels Napf-Fließpressen

Einstufig hergestellte einfache, rotationssymmetrische Mikrobauteile, wie Pins, sind bereits heute schon umformtechnisch herstellbar, da hier die

aufwendige Handhabung entfällt [7]. Durch die direkte Verwendung von Drahtabschnitten ist auch die Werkstoffausnutzung wesentlich höher als beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene. Das in Abschnitt 6.1 analysierte Mikropin-Fließpressen bietet vor allem das Potenzial die Handhabung in mehrstufigen Mikromassivumformprozessen erheblich zu vereinfachen. Vor diesem Hintergrund wird in Abschnitt 6.2 die Herstellbarkeit eines Mikronapf-Formelements auf dem Pin mit unterschiedlichen Wandstärken in einer zweiten Umformstufe untersucht. Grundsätzlich ist für eine derartige Pin-Napf-Geometrie auch ein kombinierter einstufiger Fließpressprozess mit vereinfachter Handhabung vorstellbar, weshalb in Abschnitt 6.2.1 analysiert wird, inwiefern sich die Prozessgrenzen und die Materialausnutzung durch unterschiedliche Prozessführungsstrategien verändern. Neben der grundsätzlichen Herstellbarkeit werden in Abschnitt 6.2.2 auch die beim Napf-Fließpressen auftretenden Größeneffekte identifiziert, plausibilisiert und deren Auswirkungen auf den Werkstofffluss und die Prozessstabilität bewertet. Die Verwendung nanokristalliner Werkstoffe gelten in der Mikroumformtechnik als vielversprechend um das durch geringe Kornzahlen bedingte inhomogene elastisch-plastische Werkstoffverhalten erheblich zu Reduzieren [93]. Zur Prüfung des Potenzials zur Verringerung von Größeneffekten beim mehrstufigen Mikrofließpressen aus der Blechebene wurde die Prozesskette in Abschnitt 6.2.3 ebenfalls mit dem nanokristallinen Werkstoff AA6016-ARB analysiert. Durch den Vergleich der Ergebnisse mit dem lösungsgeglühten AA6016-W Zustand mit konventioneller Korngröße kann die Auswirkung der Korngröße auf das Napf-Fließpressen bewertet werden.

6.2.1 Gegenüberstellung und Bewertung der kombiniert einstufigen und der zweistufigen Prozessführungsstrategie

Nach der Herstellung der Pin-Geometrie wurde in einem zweiten Schritt untersucht, ob es möglich ist, auf dem bereits vorverfestigten Mikropin ein dünnwandiges Formelement auszuformen. Als Geometrie wurde hierfür ein rotationssymmetrischer Mikronapf mit einer Wandstärke von nur 35,5 μm gewählt. Beim konventionellen Fließpressen im makroskopischen Größenbereich ist es grundsätzlich möglich, die Napfgeometrie sowohl in einer zweiten Umformstufe (Napf-Fließpressen) als auch in einem kombinierten Pin-Napf-Fließpressprozess einstufig auszuformen. Beim Fließpressen metallischer Pin-Strukturen wurde dies bisher noch nicht untersucht, weshalb im Folgenden der Werkstofffluss zwischen den beiden Varianten verglichen wird.

Bei der zweistufigen Variante bleibt das Werkzeug nach der ersten Umformstufe (Pin-Fließpressen) geschlossen (Bild 9a). Zur Herstellung des Mikronapfes fährt von unten ein Napf-Fließpressstempel bis zur gewünschten Restpinhöhe entgegen der Napf-Fließpressrichtung nach oben. Damit ist der Prozess ziemlich ähnlich zum konventionellen Napfrückwärtsfließpressen. Im kombinierten einstufigen Prozess ist der Unterstempel auf Höhe der gewünschten Restpinhöhe fest fixiert (Bild 9b). Der Prozessablauf ist dabei analog zum Pin-Fließpressen aus der Blechebene. Zunächst wird der Pin ausgeformt. Sobald dieser den Unterstempel erreicht, beginnt die Ausformung des Napfes. Somit ähnelt der einstufige Prozess der konventionellen Verfahrenskombination aus Voll-Vorwärts-Fließpressen und Napfrückwärtsfließpressen. Bei den konventionellen Fließpressvarianten ist die erzeugte Bauteilgeometrie aufgrund der formgebundenen Umformung und der geltenden Volumenkonstanz für beide Ansätze identisch. Da es sich beim Fließpressen aus der Blechebene allerdings um einen teilweise formungebundenen Prozess handelt, bei welchem der Werkstoff auch lateral nach außen in die Blechebene abfließen kann, ist die Geometriegleichheit zwischen den beiden Umformkonzepten nicht sichergestellt. Vor diesem Hintergrund wurde analysiert, ob die Herstellung des dünnwandigen Mikronapfes mit den beiden unterschiedlichen Prozessführungsstrategien grundsätzlich möglich ist und inwiefern sich diese auf die erreichbare Formfüllung, die Materialausnutzung und die Prozessstreuung auswirken.

Im Balkendiagramm (Bild 54a) sind die erreichten Napfhöhen sowie die Gesamthöhen, Restpinhöhen und Eindringtiefen für das ein- und zweistufige Napf-Fließpressen anhand des Werkstoffs Cu-OFE-WB dargestellt. Die blechseitige Stempelleindringtiefe ist für beide Prozessführungsstrategien identisch und beträgt $356 \pm 3 \mu\text{m}$. Dies entspricht einem relativen Stempelhub von 75 %. Dadurch ist sichergestellt, dass jeweils die gleiche Menge an Werkstoff aus dem Blech vom Stempel (S_1) verdrängt wird. Auch die Restpinhöhe wurde für beide Varianten auf einen gleichen Wert von $376 \pm 17 \mu\text{m}$ eingestellt. Generell kann festgehalten werden, dass durch beide Verfahren eine Mikropin-Napf-Geometrie herstellbar ist. Beim Vergleich der Napfhöhen fällt auf, dass diese für die zweistufige Umformung mit $517 \pm 9 \mu\text{m}$ um 174 % höher ist als für die einstufige Variante mit $189 \pm 6 \mu\text{m}$. Die Standardabweichung der Napfhöhe beträgt 3,2 % (einstufig) beziehungsweise 1,7 % (zweistufig), weshalb das Napf-Fließpressen insgesamt als wiederholgenau eingestuft werden kann. Der große Unterschied in der Napfhöhe wird auch bei Betrachtung der Schlibfbilder in Bild 54b visuell deutlich.

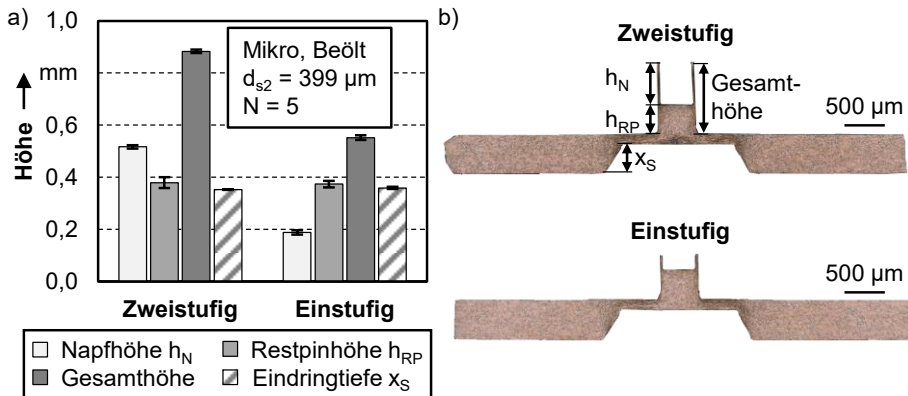


Bild 54: a) Resultierende Mikrobauteilabmessungen und b) exemplarische Schlichtbilder nach dem ein- und zweistufigen Napf-Fließpressen aus der Blechebene für den Werkstoff Cu-OFE-WB

Anhand der geometrischen Prozessbewertung (Bild 54) wird deutlich, dass durch die einstufige Umformung sowohl die Ausformung der filigranen Napfstruktur begrenzt als auch die Materialausnutzung stark limitiert ist. Die Ursache für die deutlich geringere Napfhöhe bei der einstufigen Prozessführung liegt im verminderten Fließquerschnitt am Übergangsbereich zwischen Pin und Napf begründet. Zu Prozessbeginn unterscheidet sich der kombinierte Prozess nicht von der ersten Umformstufe (Pin-Fließpressen) der zweistufigen Variante. Sobald aber der Pin den feststehenden Napf-Fließpresstempel (S_2) erreicht, verringert sich der Fließspalt und der Fließquerschnitt nimmt von $0,173 \text{ mm}^2$ (kreisförmig) auf $0,048 \text{ mm}^2$ (ringförmig) ab. Infolge des verringerten Fließquerschnitts steigt der Formänderungswiderstand zur Ausformung des Napfes stark an. Zu diesem Zeitpunkt ist der Stempel (S_1) allerdings noch nicht so tief in das Blech eingedrungen wie nach der ersten Prozessstufe (Pin-Fließpressen). Der laterale Fließquerschnitt in Richtung der Blechebene nimmt im kombinierten Prozess linear mit der Stempeleindringtiefe (S_1) ab, wodurch der Formänderungswiderstand in Richtung der passiven Umformzone zunimmt. Dies führt zu einer mit der Stempeleindringtiefe zunehmenden Hemmung des unerwünschten Werkstoffflusses in die Blechebene. Bei der zweistufigen Variante ist der maximale Formänderungswiderstand in die passive Umformzone bereits nach der ersten Umformstufe (Pin-Fließpressen) erreicht. Dies hat zur Folge, dass zu Beginn des Napf-Fließpressens der Formänderungswiderstand in die passive Umformzone für den kombinierten Prozess geringer ist als für die zweistufige Umformung. Dementsprechend wird im zweistufigen Prozess der unerwünschte Werkstofffluss in die Blechebene

besser gehemmt, wodurch eine größere Napfhöhe und Werkstoffausnutzung resultiert. Neben den unterschiedlichen Fließquerschnitten wirkt sich auch die Relativbewegung des Napf-Fließpressstempels (S_2) bei der zweistufigen Variante positiv auf die Ausformung des Napfes aus. Dies liegt sowohl an der geringeren Reibung aufgrund der höheren Dynamik als auch an der damit verbundenen Wirkrichtung der Reibkraft am Stempel. Das gleiche Phänomen wird unter anderem beim kombinierten doppelten Napffließpressprozess, dem so genannten „Double Cup Extrusion Test“ (DCE-Test) zur Reibungscharakterisierung genutzt [157]. Auch hier ist die Höhe des ausgeformten Napfes am stationären Unterstempel geringer als am angetriebenen Napfrückwärts-Fließpressstempel. Der beschriebene Sachverhalt kann anhand der Stempeldruck-Stempelhub-Verläufe in Bild 55 belegt werden.

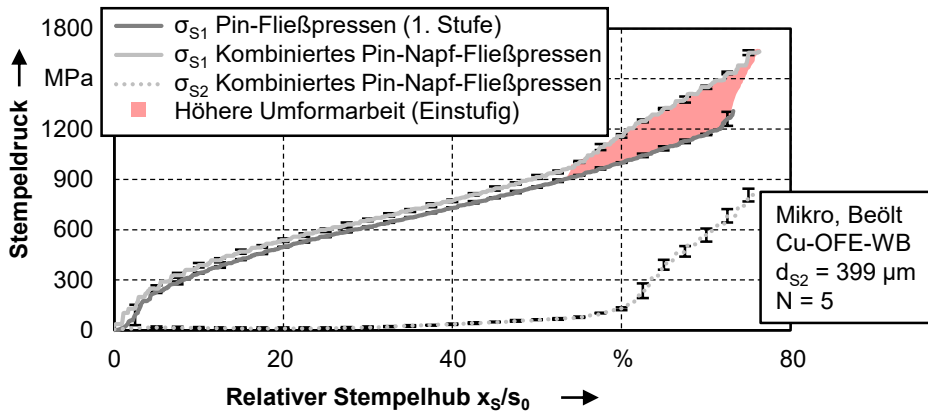


Bild 55: Stempeldruck-Stempelhub-Verläufe des einstufigen kombinierten Pin-Napf-Fließpressens sowie des Pin-Fließpressens (1. Prozessstufe) im Mikrobereich für den Werkstoff Cu-OFE-WB

Bis zu einem relativen Stempelhub von 53 % ist der Stempeldruck-Verlauf im kombinierten Prozess nahezu identisch mit dem Pin-Fließpressen im zweistufigen Prozess. Die leichte Erhöhung des Stempeldrucks von bis zu 6 % kann auf elastische Formänderungen zurückgeführt werden, welche durch die Fixierung des Unterstempels im Werkzeugsystem eingebracht werden. Infolge der starken Reduzierung des Fließspalts zu Beginn der Ausformung des Napfes nimmt der Stempeldruck im kombinierten Prozess ab einem relativen Stempelhub von 53 % deutlich gegenüber dem Pin-Fließpressen zu (rot gekennzeichnete Bereich). Die stetige Zunahme der Stempelbeanspruchung liegt in dem erhöhten Umformgrad und der zunehmenden Wandreibung durch Steigerungen der Napfwandhöhe begründet. Der dadurch um bis zu 30 % (388 MPa) erhöhte Stempeldruck bewirkt

in Kombination mit dem geringen Formänderungswiderstand zwischen Stempel (S₁) und Matrize den höheren unerwünschten lateralen Werkstofffluss nach außen in die Blechebene für den kombiniert einstufigen Prozess.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die angestrebte Pin-Napf-Geometrie sowohl im kombinierten einstufigen als auch im zweistufigen Umformprozess herstellbar ist. Im kombinierten einstufigen Prozess ist die Werkzeugbeanspruchung mit einer maximalen Stempelbeanspruchung von 1655 ± 14 MPa deutlich geringer als der mit 4582 ± 110 MPa hoch beanspruchte Napf-Fließpressstempel in der zweiten Prozessstufe. Aufgrund der günstigeren Größenverteilung der Fließquerschnitte und der für die Ausformung vorteilhafteren tribologischen Bedingungen, kann im zweistufigen Prozess grundsätzlich eine deutlich höhere Napfwandhöhe erreicht werden. Dadurch ermöglicht die mehrstufige Umformung filigranere Mikrostrukturen bei einer gleichzeitig erhöhten Werkstoffausnutzung, welche durch das Hemmen des unerwünschten Werkstoffflusses lateral nach außen in die Blechebene in der zweiten Umformstufe realisiert werden. Die in Abschnitt 6.2.1 beschriebenen Wirkzusammenhänge und Erkenntnisse hinsichtlich der Prozessführung gelten auch für den Makrobereich [P8]. Im Rahmen der Untersuchungen einer studentischen Arbeit wurde darüber hinaus auch die Übertragbarkeit auf andere Werkstoffe und Werkstoffzustände überprüft [S12]. Diese Studie hat bestätigt, dass die Ergebnisse uneingeschränkt konsistent und allgemeingültig sind.

6.2.2 Identifikation, Plausibilisierung und Bewertung auftretender Größeneffekte beim Napf-Fließpressen in der zweiten Prozessstufe

Anhand der Ergebnisse aus Abschnitt 6.2.1 konnte klar gezeigt werden, dass durch die zweistufige Ausformung Mikronäpfe mit einem deutlich größeren Aspektverhältnis zwischen Napfdurchmesser und Napfhöhe, bei gleichzeitig verbesserter Werkstoffausnutzung, ausgeformt werden können. Vor diesem Hintergrund werden in Abschnitt 6.2.2 auftretende Größeneffekte identifiziert, plausibilisiert und die Prozessstufe hinsichtlich der Prozessstabilität und der Werkzeugbeanspruchung bewertet. Zur Identifikation von Größeneffekten wurde auch diese Prozessstufe gemäß der Ähnlichkeitstheorie geometrisch skaliert und die Ergebnisse zwischen der Modellausführung und der Hauptausführung untereinander verglichen. Um die Auswirkung unterschiedlicher Kornzahlen auf die Größeneffekte qualitativ einschätzen zu können wurden unterschiedliche Napfwandstärken

untersucht. Diese wurden durch die Nutzung unterschiedlicher Napf-Fließpressstempel (S_2) realisiert. Im Makrobereich resultiert aus dem Stempeldurchmesser $d_{S_2} = 920 \mu\text{m}$ eine Napfwandstärke von $200 \mu\text{m}$ und aus $d_{S_2} = 1120 \mu\text{m}$ von $100 \mu\text{m}$. Im Mikrobereich beträgt die Napfwandstärke für $d_{S_2} = 328 \mu\text{m}$ gemäß der geometrischen Skalierung $71 \mu\text{m}$ beziehungsweise für $d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$ lediglich noch $35,5 \mu\text{m}$. In Bild 56 sind die geometrischen Merkmale der Pin-Napf-Struktur nach der zweiten Umformstufe im Makro- und Mikrobereich dargestellt. Um die geometrischen Kenngrößen miteinander vergleichen zu können, wurden die Messwerte aus der Modellausführung mit dem Skalierungsfaktor von $\lambda = 0,356$ in den Mikrobereich skaliert.

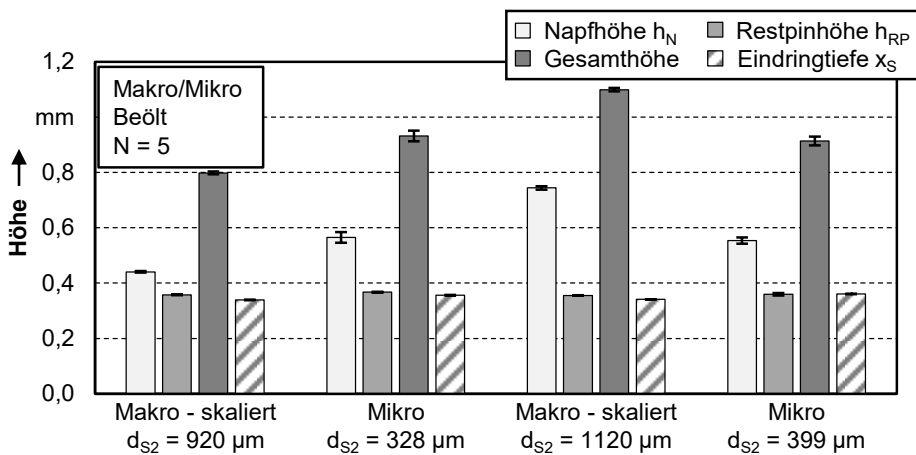


Bild 56: Stempel Eindringtiepen (S_1) nach der ersten Umformstufe (Pin-Fließpressen) sowie resultierende Restpin-, Napf- und Gesamthöhen nach der zweiten Umformstufe (Napf-Fließpressen im Makrobereich (skaliert) und Mikrobereich

Bei Prüfung der Daten fällt zunächst auf, dass die Stempel Eindringtiefe (S_1) sowie die Restpinhöhe für alle Abmessungen und Ausführungen sehr gut übereinstimmt. Mit einer maximalen absoluten Standardabweichung der Stempelpositionen von $\pm 1 \mu\text{m}$ (Pin-Fließpressen) und $\pm 4 \mu\text{m}$ (Napf-Fließpressen) ist die Einstellung des Prozesses sowie die Wiederholgenauigkeit der Stempelpositionierung als sehr präzise zu bewerten. Durch die exakte Einstellung der Stempelpositionen wurde die Grundlage geschaffen, um Größeneffekte anhand der Abweichungen in den Napfhöhen zu identifizieren. Auffällig sind im Diagramm die Unterschiede bei der Ergebnisgröße der Napfwandhöhen. In der Modellausführung (Makro) wird für die dünnere Napfwandstärke von $100 \mu\text{m}$ mit $774 \pm 7 \mu\text{m}$ eine um 76 % höhere Napfhöhe gegenüber der dickeren Napfwand von $200 \mu\text{m}$ mit $441 \pm 3 \mu\text{m}$

erreicht. Dies kann über das verdrängte Werkstoffvolumen begründet werden. Für die dünnere Wandstärke wird ein größerer Stempeldurchmesser verwendet, welcher bei gleichem Hub 48 % mehr Material verdrängt als bei der dickeren Napfwandstärke. Aufgrund der geringeren Wandstärke ist auch die Napfquerschnittsfläche um 46 % kleiner. Aus theoretischer Sicht führt dies bei der gleichen in die Napfwand verdrängten Werkstoffmenge zu einer Steigerung der Napfwandhöhe um 83 % gegenüber der dickeren Wandstärke. Die geringe Diskrepanz von 6 % zwischen Experiment und analytischer Berechnung aus der Theorie ist dem höheren Formänderungswiderstand durch den geringen Fließquerschnitt geschuldet. Die zur Ausformung der geringeren Napfwandstärke höheren Druckspannungen führen dazu, dass mehr Werkstoff unerwünscht über die Blechebene nach außen und nicht in die Napfumformzone fließt.

Bei Analyse der erzielten Napfwandhöhen (Bild 56) in der Hauptausführung (Mikro) fällt auf, dass hier umgekehrt gegenüber der Makroumförmung für die dickere Napfwandstärke von $71 \mu\text{m}$ mit $565 \pm 19 \mu\text{m}$ eine um 2 % leicht höhere Napfwand im Vergleich zu der geringeren Napfwandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ mit $554 \pm 12 \mu\text{m}$ resultiert. Der deutliche Unterschied in den Napfwandhöhen bei unterschiedlichen Wandstärken zwischen Modell- und Hauptausführung deuten auf Einflüsse von Größeneffekten hin. Somit gelten bei der Ausformung der Mikronäpfe die für die Makroumförmung beschriebenen Wirkzusammenhänge nur eingeschränkt.

Die maximale napfhöhenbezogene Standardabweichung ist mit 3,4 % in der Mikroumförmung höher als in der Makroumförmung mit 0,9 %, was ebenfalls auf Einflüsse von Skalierungseffekten schließen lässt. Auf Basis der absoluten und relativen Standardabweichung ist das Napf-Fließpressen für die untersuchten Napfwandstärken von bis zu $35,5 \mu\text{m}$ jedoch als wiederholgenau einzustufen.

Die ausschließliche Berücksichtigung der Napfhöhen (Bild 56) kann auch zu Fehlinterpretationen bei der Identifikation von Größeneffekten führen. So scheint es zunächst so, dass aufgrund der höheren Napfwand bei der dickeren Wandstärke im Mikrobereich eine verbesserte Napfausformung gegenüber dem Makrobereich erzielt wird. Bedingt durch den in Bild 52 beschriebenen Skalierungseffekt während des Pin-Fließpressens (1. Umformstufe) liegt im Mikrobereich allerdings ein größerer Pin als Ausgangsgröße in der zweiten Prozessstufe vor. Vor diesem Hintergrund ist es zur sicheren Identifikation und Bewertung der Größeneffekte erforderlich, die Werkstoffausnutzung nach dem Napf-Fließpressen zu analysieren (Bild 57a). Die Werkstoffausnutzung dieser Prozessstufe ist durch das Verhältnis

zwischen dem vom Stempel (S_2) verdrängten und dem in die Matrizenwandung gepressten Werkstoffvolumen definiert.

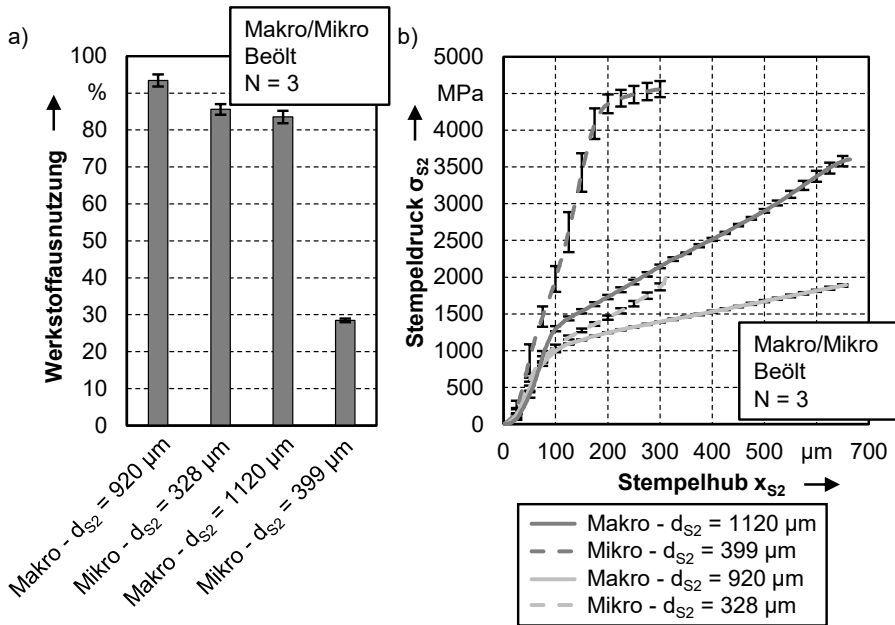


Bild 57: a) Werkstoffausnutzung nach und b) Stempeldruck-Stempelhub-Verläufe während des Napf-Fließpressens für unterschiedliche Stempeldurchmesser (Napfwandstärken) im Makro- und Mikrobereich

Aus dem Balkendiagramm ist ersichtlich, dass die höchste Materialausnutzung von 93 % bei der Makroumformung mit der dickeren Wandstärke von 200 μm erzielt wird. Hier wird der vom Stempel (S_2) verdrängte Werkstoff fast vollständig in die Napfwand gepresst und nur ein geringer Anteil fließt unerwünscht über die Blechebene nach außen ab. Im Mikrobereich ist die Werkstoffausnutzung bei der dickeren Wandstärke von 71 μm mit 86 % nur marginal geringer. Die verminderte Werkstoffausnutzung kann gemäß dem Randschichtmodell auf den miniaturisierungsbedingten höheren Anteil der Oberflächenkörner und der damit verbundenen verbesserten Übertragung der Reibkraft in die Umformzone zurückgeführt werden. Dementsprechend ist der Formänderungswiderstand und damit der Stempeldruck (σ_{S_2}) leicht erhöht, wodurch mehr Werkstoff nach außen in die Blechebene abfließt. Dieser Zusammenhang wird auch beim Vergleich der maximalen Stempelbeanspruchung in Bild 57b deutlich. Diese ist mit 1891 MPa im Makrobereich um 5 % geringer als im Mikrobereich mit 1995 MPa. Im Makrobereich ist die Werkstoffausnutzung mit 84 % bei der dünneren Wandstärke von 100 μm im Rahmen der Standardabweichung betragsmäßig auf

dem gleichen Niveau wie die der dicken Wandstärke im Mikrobereich. Der Grund hierfür ist, dass sich die Napfwandstärken hier lediglich um $29\ \mu\text{m}$ unterscheiden. Der für die Napfausformung positive Effekt des leicht geringeren Formänderungswiderstandes in der Umformzone im Makrobereich wird durch den, aufgrund der höheren absoluten Restblechdicke, geringeren Formänderungswiderstand im Bereich zwischen Stempel (S_1) und Matrize neutralisiert. In Anbetracht der geringen Unterschiede in der Werkstoffausnutzung liegen bei diesen drei betrachteten Fällen keine signifikanten Einflüsse von Größeneffekten vor. Auffällig ist jedoch der bereits durch die Napfhöhenanalyse identifizierte Größeneffekt bei der dünnen Wandstärke von $35,5\ \mu\text{m}$ im Mikrobereich. Durch den Skalierungseffekt beträgt die Werkstoffausnutzung hier nur noch $28\ \%$, was bedeutet, dass der überwiegende Werkstoffanteil unerwünscht nach außen in die Blechebene abfließt. Eine mögliche Ursache für den starken Abfall der Werkstoffausnutzung könnte die geringe Kornzahl sein. Bedingt durch den engen Fließspalt befinden sich mit 3-5 Körnern nur noch wenige Körner in der Umformzone (Bild 58) [P9].

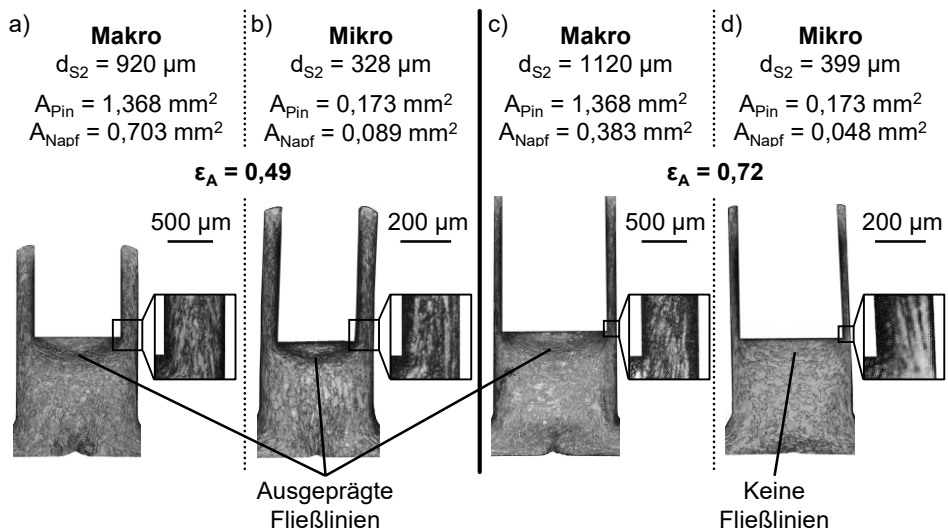


Bild 58: Schlibbilder des Napfquerschnitts nach dem Napf-Fließpressen (2. Stufe) für den Makro- und Mikrobereich bei unterschiedlichen Napfwandstärken (Stempeldurchmesser)

Dies führt gemäß dem Randschichtmodell zu einem extrem hohen Anteil ($\geq 40\ \%$) an Randkörnern, welche im Kontakt mit der starren Werkzeugoberfläche stehen. Durch die verstärkte Zwangsbedingung besitzen diese Körner, im Vergleich zu innenliegenden Körnern im Polykristall, einen höheren Widerstand gegen plastische Formänderung [63]. Gemäß

Wang et al. wird aufgrund dieser Zwangsbedingung der maximale Umformwiderstand bei zwei Körnern über dem Querschnitt erreicht [77]. Bei der Umformung mit hohen Kornzahlen liegen viele unterschiedlich orientierte Körner in der Umformzone vor. Dies hat zur Folge, dass zuerst die Körner mit günstig orientierten Gleitsystemen (hohem Schmid-Faktor) plastifizieren [158]. Erst bei weiterer Erhöhung der Last wird auch die kritische Schubspannung für die weniger günstig orientierten Körner erreicht. Im Falle von geringen Kornzahlen, wie dies bei der dünnen Wandstärke im Mikrobereich der Fall ist, unterliegen die wenigen Körner in der Umformzone, unabhängig von deren Orientierung, einer Zwangsdeformation. Dies hat zur Folge, dass die zur Plastifizierung notwendige Fließspannung im Mittel höher ist als bei hohen Kornzahlen [67]. Der dadurch extrem ansteigende Formänderungswiderstand erfordert zur Ausformung des Napfes einen erhöhten Stempeldruck. Gegenüber der Makroumformung steigt der maximale Stempeldruck im geometrisch korrekt skalierten Mikroumformprozess von 3600 MPa um 27 % auf 4582 MPa an (Bild 57b). Dieser hohe Anstieg bewirkt eine deutliche Erhöhung des unerwünschten Werkstoffflusses nach außen in die Blechebene. Insgesamt lässt sich anhand des Diagramms (Bild 57a) ableiten, dass stoffflussverändernde Größeneffekte erst ab dem Unterschreiten einer kritischen Napfwandstärke auftreten. Die vermeintlich ursächlich dafür verantwortliche geringe Kornzahl wird darüber hinaus anhand der exemplarischen Schlibfbilder in Bild 58 verdeutlicht. Darin ist klar zu erkennen, dass für Bild 58a-c Kornzahlen von $\kappa \geq 10$ vorliegen, während für die Mikroumformung mit geringer Napfwandstärke Bild 58d die Kornzahl im Bereich von $2 \leq \kappa \leq 5$ liegt. Gemäß Vollertsen [9] treten Größeneffekte ab einer Kornzahl von $\kappa < 10$ auf [9]. Ein weiteres in den Schlibfbildern deutlich zu erkennendes Indiz für den Größeneffekt ist die unterschiedliche Ausprägung der Fließlinien. Diese sind für die Schliffe in Bild 58a-c zwischen der Napfumformzone und der Pinmitte deutlich ausgeprägt. Für die dünne Wandstärke im Mikrobereich (Bild 58d) sind hingegen an dieser Stelle keine Fließlinien zu erkennen, da der Werkstoff überwiegend nach außen in die Blechebene abfließt.

Zur weiteren Bewertung des Größeneffekts und der Werkzeugbeanspruchung während des Napf-Fließpressens in der zweiten Umformstufe wurden die Stempeldruck-Stempelhub-Verläufe in Bild 57b analysiert. Bei qualitativer Prüfung fällt zunächst auf, dass diese vom charakteristischen Verlauf des konventionellen Napfrückwärtsfließpressens abweichen. Hier kommt es bedingt durch das Stauchen und das Anpassen des Querschnitts an den formgebenden Ringspalt zu einem starken Anstieg der Umformkraft. Im Anschluss fließt der Werkstoff in die Napfwand. Aufgrund der

Prozessdynamik und dem Hinterschnitt am Stempel nimmt die Umformkraft in Folge der geringeren Prozessreibung wieder ab. Beim konventionellen Napfrückwärtsfließpressen hängt die Umformkraft neben dem Werkstoff vor allem von der relativen Querschnittsänderung ϵ_A ab [6]. Je größer die Querschnittsänderung ist, desto höher ist der Kraftbedarf, da der Werkstoff durch einen kleineren formgebenden Ringspalt gepresst werden muss. Die stetig zunehmende Umformkraft beim Napf-Fließpressen in der zweiten Umformstufe kann zum einen durch die Nutzung eines Stempels ohne Hinterschnitt und der damit verbundenen zunehmenden Wandreibung als auch durch die in Richtung des Pinfußes mitwandernde Fließscheide begründet werden. In Richtung Pinfuß nimmt, bedingt durch das Pin-Fließpressen aus der Blechebene, die Festigkeit im Pin zu, weshalb gemäß des Kraftbedarfs nach Dipper [159] die Umformkraft für das Napf-Fließpressen ebenfalls ansteigt. Bei Berücksichtigung der Standardabweichung über den Versuch fällt auf, dass mit abnehmender Napfwandstärke die Streuung des Kraftsignals zunimmt. Für die dünne Wandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ ist die Streuung maximal. Dies ist auf die in unterschiedlicher Orientierung vorliegenden Körner bei gleichzeitig geringer Kornzahl in der Umformzone zurückzuführen. Bedingt durch die variierende Orientierung zwischen den Versuchen ist die erforderliche kritische Schubspannung zur plastischen Formänderung stets unterschiedlich, wodurch die Umformkraft einer höheren Standardabweichung unterliegt. Somit ist die zunehmende Streuung der Umformkraft in Bild 57b ein weiteres Indiz für den Einfluss des mikrostrukturell bedingten Größeneffekts. Hinsichtlich der Werkzeugbeanspruchung kann festgehalten werden, dass das Napf-Fließpressen grundsätzlich zur Herstellung von metallischen Mikroteilen aus Cu-OFE geeignet ist. Für die dickere Wandstärke ist der maximale Stempeldruck mit 1995 MPa nur um 5% erhöht gegenüber der Makroumformung. Aufgrund der maximalen Druckfestigkeit der verwendeten Hartmetallsorte CD-30 von 4760 MPa ist die Werkzeugbeanspruchung hier als unkritisch einzustufen. Bei der dünneren Wandstärke beträgt der Stempeldruck im Makrobereich 3600 MPa und ist im Mikrobereich aufgrund des Größeneffekts um 27% höher. Damit liegt der maximale Stempeldruck hier mit 4582 MPa nahe an der Druckfestigkeit des Hartmetalls. Bei den durchgeführten Experimenten im Labormaßstab hat der Stempel trotz dieser hohen Werkzeugbeanspruchung gehalten. Dennoch ist der Prozess bei Verwendung der Hartmetallsorte als kritisch hinsichtlich der Standzeit einzustufen. Mit Feinstkornsorten der Klasse K01 sind aber auch Werkzeuge mit einer Druckfestigkeit von bis zu 8500 MPa erhältlich, weshalb auch die Ausformung des Napfes mit höherfesten Werkstoffen möglich erscheint.

Die Übertragbarkeit der Ergebnisse wurde im Rahmen von studentischen Arbeiten für den Werkstoff Cu-OFE-WH [S5], dem Tiefziehstahl DC04 [S12] sowie einer Publikation in eigener Autorschaft für die Legierung AA6014-W und AA6014-ARB [P9] untersucht. Dabei haben sich unabhängig der Legierungszusammensetzung, des Werkstoffzustandes und der Korngröße stets die gleichen Größeneffekte gezeigt, weshalb die Ergebnisse als allgemeingültig und übertragbar bewertet werden können.

6.2.3 Untersuchung des Potenzials von ultrafeinkörnigem Gefüge zur Minimierung der Größeneffekte

Vor allem bei formungebundenen Mikromassivumformprozessen, wie beispielsweise dem Stauchen, hat der Einsatz von Metallen mit ultrafeinkörnigem Gefüge gezeigt, dass die durch mikrostrukturell bedingte Größeneffekte hervorgerufene inhomogene Ausformung vollständig verhindert werden kann [68]. Eine hohe Dichte von Korngrenzen über den Bauteilquerschnitt aktivieren mikrostrukturelle Plastizitätsphänomene, wie Kornwanderung und -rotation [65]. Diese Formänderungsmechanismen führen zu einer verbesserten Mikroumformbarkeit, einer gleichmäßigeren Deformation der Körner, einer homogenen Dehnungsverteilung und damit insgesamt zu einer Reduktion unerwünschter Größeneffekte [65]. Bei dem in Abschnitt 6.2.2 analysierten Mikronapf-Fließpressen aus der Blechebene handelt es sich hingegen um einen überwiegend formgebundenen Prozess. Bei diesem weist die ausgeformte Bauteilgeometrie keine größeneffektbedingte Inhomogenität auf, da der Werkstoff auch bei geringer Kornzahl in die Kavität gepresst wird und deren Form annimmt. Bei geringen Kornzahlen geschieht das überwiegend durch eine intergranulare und intragranulare Formänderung [77], welche im Mittel, aufgrund des hohen beziehungsweise vollständig in Werkzeugkontakt stehenden Randkornanteils, höher ist als im Vielkristall [67]. Dies ist der Grund, weshalb es zu den in Abschnitt 6.2.1 und 6.2.2 identifizierten Größeneffekten bei Verringerung der Napfwandstärke kommt. Das Mikronapfrückwärtsfließpressen ist hinsichtlich des Spannungszustandes und der Formänderung nahezu identisch zum untersuchten Napf-Fließpressen aus der Blechebene. Beim Mikronapfrückwärtsfließpressen haben Rosochowski et al. [93] gezeigt, dass Aluminium mit ultrafeinkörnigem Gefüge geeignet ist, den Werkstofffluss zu homogenisieren und die mechanischen Bauteileigenschaften zu verbessern. Vor diesem Hintergrund wurde im Rahmen der experimentellen Prozessstudie untersucht, ob das große Potenzial der ultrafeinkörnigen Werkstoffe auch beim Mikronapf-Fließpressen aus der Blechebene genutzt werden kann, um die geringe Werkstoffausnutzung

und Formfüllung bei der kleinen Wandstärke von 35,5 μm (Bild 57a) signifikant zu erhöhen. Hierfür wurde die ausscheidungshärtbare Aluminiumlegierung AA6014 mit zwei unterschiedlichen mikrostrukturellen Zuständen als Werkstoff genutzt. Zur Einstellung des W-temper Zustandes wurde die kaltausgelagerte Legierung lösungsgeglüht, in Wasser abgeschreckt und innerhalb von 5 Minuten umgeformt. Durch das Lösungsglühen in Kombination mit der sofortigen Umformung ist die Legierung vergleichsweise weich und besitzt eine homogene Kornstruktur (Bild 8). Zur Erlangung des ARB-Zustands wurde ein kumulierter Walzprozess mit vier Durchläufen nach Herrmann und Merklein [122] genutzt, welcher vier Mal wiederholt wurde (Bild 8). Durch die Kaltauslagerung, die Kornfeinung und die hohe Kaltverfestigung im ARB-Prozess ist die Legierung stark vorverfestigt, und besitzt einen deutlich geringeren Verfestigungsexponenten sowie ein ultrafeinkörniges Gefüge mit einer Korngröße von $< 1 \mu\text{m}$. In Bild 59a sind die Pinhöhen aus der ersten Umformstufe (Pin-Fließpressen) für beide Werkstoffzustände dargestellt.

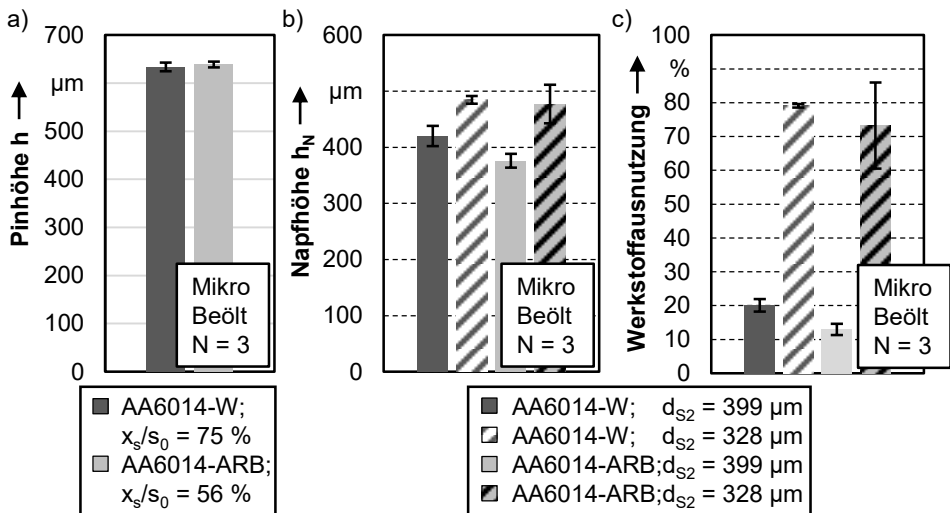


Bild 59: a) Pinhöhe nach der ersten Umformstufe; b) Napfhöhe und c) Materialausnutzung nach der zweiten Umformstufe für den Werkstoff AA6014 im lösungsgeglühten (W-Temper) und kumuliert gewalzten (ARB) Zustand nach [P9]

Der erheblich geringere Verfestigungsexponent bewirkt aufgrund der in Abschnitt 5.2.3 erläuterten Mechanismen bei gleicher Stempelindringtiefe (S_1) einen Pin, welcher höher als die Kavität zum Napf-Fließpressen tief ist. Deshalb wurde für die Analyse des Napf-Fließpressprozesses für beide Werkstoffzustände eine identische Pinhöhe nach der ersten Umformstufe als Ausgangsgröße für das Napf-Fließpressen in der zweiten Umformstufe

festgelegt. Aus diesem Grund beträgt der relative Stempelhub (S_1) für den Werkstoff AA6014-ARB lediglich 56 % im Vergleich zu AA6014-W mit 75 %.

Die Höhe der Mikronäpfe sind für beide Werkstoffzustände in Bild 59b und die Werkstoffausnutzung in Bild 59c vergleichend gegenübergestellt. Die Restpinhöhe wurde auf $h_{RP} = 357 \pm 6 \mu\text{m}$ eingestellt. Zunächst zeigen sich sowohl für das gröbere (AA6014-W) als auch für das ultrafeinkörnige Gefüge (AA6014-ARB) anhand der Napfhöhe und der Werkstoffausnutzung die gleichen Größeneffekte wie für den Kupferwerkstoff aus Abschnitt 6.2.2. Für die Aluminiumlegierungen sind sowohl die erzielten Napfhöhen als auch die Werkstoffausnutzung für die geringere Wandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ kleiner. Die Werkstoffausnutzung ist mit 79 % ($d_{S_2} = 382 \mu\text{m}$) und 20 % ($d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$) bei der Umformung von AA6014-W leicht geringer gegenüber dem Kupferwerkstoff (Bild 57a) aber dennoch auf einem vergleichbarem Niveau. Die geringen Unterschiede sind aufgrund der geltenden Volumenkonstanz auf das unterschiedliche Verfestigungsverhalten und das werkstoffspezifische Reibungsverhalten zurückzuführen. Qualitativ sind die Napfhöhen und die Werkstoffausnutzung von AA6014-ARB ebenfalls mit den anderen Werkstoffen und Werkstoffzuständen vergleichbar. Quantitativ sind jedoch sowohl die Napfhöhe als auch die Werkstoffausnutzung mit 73 % ($d_{S_2} = 382 \mu\text{m}$) bzw. 13 % ($d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$) betragsmäßig geringer. Dies ist auf den um 34 % größeren Fließspalt in der Blechebene zwischen dem Stempel (S_1) und der Matrize, infolge der geringen Stempeleindringtiefe für das ultrafeinkörnige AA6014-ARB beim Pin-Fließpressen (1. Umformstufe), zurückzuführen. Durch den erhöhten Fließspalt ist der Formänderungswiderstand gegenüber dem unerwünschten Werkstofffluss nach außen in die Blechebene geringer, weshalb mehr Material während des Napf-Fließpressens dorthin verdrängt wird.

Aufgrund der mittleren Korngröße von $0,64 \mu\text{m}$ sind beim Napf-Fließpressen der Legierung AA6014-ARB im Durchschnitt 55 Körner über dem Querschnitt der geringen Wandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ verteilt. Gemäß dem Übergangsschichtmodell ist somit der mit dem Werkzeug in Kontakt stehende Randkornanteil am Gesamtvolumen verhältnismäßig gering. Auf Basis des Randschichtmodells sollte deshalb das Auftreten von Größeneffekten durch den Einsatz des ultrafeinkörnigen Gefüges erheblich minimiert werden. Bei Gegenüberstellung der Napfhöhen und auch der Werkstoffausnutzung (Bild 59b-c) ist jedoch klar ersichtlich, dass die gewünschte Reduktion des Skalierungseffektes durch die Maßnahme nicht erzielt wird. Die Werkstoffausnutzung der dünnen gegenüber der dickeren Wandstärke beträgt weniger als ein Fünftel.

Unter Berücksichtigung der Ergebnisse mit den verschiedenen Werkstoffen und Korngrößen kann interpretiert werden, dass der Fließwiderstand beim Mikronapf-Fließpressen nicht wesentlich von der Korngröße, sondern hauptsächlich von der Breite des Fließspalts und möglicherweise auch von der Materialfestigkeit, abhängt. Die beobachtete Unabhängigkeit der Materialausnutzung von der Korngröße bei einem geometrisch nahezu korrekt skalierten Prozess lässt den Schluss zu, dass die Gesetze zur Berechnung des Formänderungswiderstandes für sehr kleine Wandstärken nicht gültig sind. Unbestritten ist der sehr kleine Fließspalt zwischen den beiden Werkzeuoberflächen hierfür ursächlich. Aufgrund des großen Verhältnisses zwischen Werkzeugkontaktfläche und Werkstückvolumen wird der Materialfluss durch die Wandreibung stark behindert. Als Folge wird der Werkstofffluss in der Napfwandmitte gehemmt. Eine passende Erklärung zur Stützung dieser These wurde von Deng et al. [160] bereits im Jahr 2011 mittels skalierten Stauchversuchen gegeben. In deren Arbeit wurde gezeigt, dass der Einfluss der Grenzflächenreibung zwischen Werkzeug und Werkstück mit abnehmender Probengröße ansteigt. Durch die vielen Korngrenzflächen ist die Festigkeit von AA6014-ARB gemäß der Hall-Petch-Beziehung (Gl. 9) sehr hoch. Dadurch kann die werkstoffflusshemmende Grenzflächenreibung gut in die Napfwand übertragen werden, wodurch die Materialausnutzung reduziert wird. Auf Basis dieser Erkenntnis kann postuliert werden, dass je höher die Festigkeit ist, desto mehr Wandreibung übertragen werden kann. Infolgedessen nimmt die Materialausnutzung mit zunehmender Werkstofffestigkeit und Reibung ab.

Durch den Vergleich der erzielten Standardabweichungen bei den Napfhöhen konnte eine weitere Anomalie identifiziert werden (Bild 59b). Die prozentuale Standardabweichung der Napfhöhe beträgt für AA6014-W 1,3 % ($d_{S_2} = 328 \mu\text{m}$) beziehungsweise 4,2 % ($d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$). Somit liegt diese zwar leicht über dem Kupferwerkstoff Cu-OFE-WB (Bild 56) aber immer noch auf einem vergleichbaren Niveau und somit im Einklang zur Theorie des Randschichtmodells. Beim Napf-Fließpressen des ultrafeinkörnigen Werkstoffs (AA6014-ARB) zeigt sich jedoch ein nicht erwarteter Effekt. Hier beträgt die Standardabweichung für die kleinere Wandstärke 3,2 % ($d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$) und befindet sich somit in einer vergleichbaren Größenordnung mit den anderen Werkstoffen. Für die größere Wandstärke hingegen ist die Standardabweichung mit 7,1 % ($d_{S_2} = 328 \mu\text{m}$) unerwartet höher als für die kleinere Wandstärke, bei welcher üblicherweise die unerwünschten Größeneffekte identifiziert wurden. Ein Erklärungsansatz für diese Anomalie kann auf Basis der Bindungsmechanismen im ARB-Prozess und des Werkstoffflusses während des Napf-Fließpressens für die Wandstärke von

71 μm formuliert werden. Die verbreitetste Theorie zur Bindungsentstehung im ARB-Prozess ist die Filmtheorie von Bay [161], welche besagt, dass zur Entstehung einer stoffschlüssigen Verbindung der Bleche zunächst ein Aufbrechen der Oxidschicht erforderlich ist. Anschließend wird durch den Walzdruck das unter der Oxidschicht liegende Grundmaterial durch die Oxidschichttrisse fließgepresst. Die hohen vorherrschenden Druckspannungen im Walzspalt führen nach dem Fließpressen dazu, dass sich das Grundmaterial dem gegenüberliegenden Blech auf atomaren Abstand annähert und infolge dessen kaltverschweißt. Gemäß der Filmtheorie und den zahlreichen Publikationen im Bereich der kumulativen Walzplattierprozesse kann davon ausgegangen werden, dass die Kaltverschweißung zwischen den Oxidschichten partiell und nicht vollflächig ist. Im Ausgangszustand liegen im Mikrobereich 16 Schichten über der Blechdicke mit einer Schichtdicke von je 29,4 μm . Idealisiert betrachtet liegen somit circa 2,4 Blechlagen über der Napfwand von 71 μm . Wie aus dem Balkendiagramm (Bild 59c) und dem Schlibbild (Bild 58b) zu entnehmen ist, fließt beim dickeren Napf ($d_{S2} = 328 \mu\text{m}$) deutlich mehr Werkstoff in die Napfwand. Durch die hohe Formänderung im Napfeinlaufbereich ist es denkbar, dass sich die Kaltverschweißungen aus dem ARB-Prozess aufgrund der Scherbeanspruchung partiell lösen und somit die hohe Streuung beim Napf-Fließpressen hervorruft. Bei der Ausformung der geringen Wandstärke von 35,5 μm befinden sich in etwa nur 1,2 Lagen über der Napfwandung. Durch den deutlich reduzierten radialen Werkstofffluss wird der Werkstoff dabei erheblich weniger umgelenkt, weshalb die Scherbeanspruchung der ARB-Lagen und damit auch die Prozessstreuung für AA6014-ARB hier deutlich geringer ausfällt. Der beschriebenen Größeneffekte ist auch deutlich anhand der Stempeldruck-Stempelhub-Verläufe (Bild 60) ersichtlich.

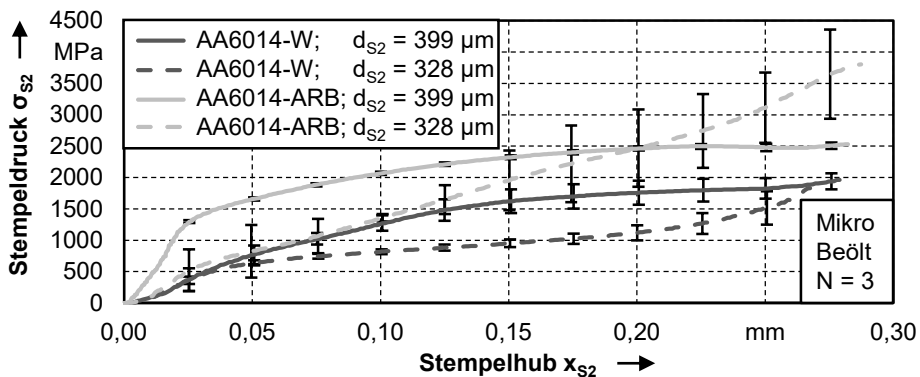


Bild 60: Stempeldruck-Stempelhub-Verläufe während des Napf-Fließpressens für unterschiedliche Stempeldurchmesser (Napfwandstärken) und Werkstoffzustände der Aluminiumlegierung AA6014

Die Stempelbeanspruchung ist für den ARB-Werkstoff um 107 % ($d_{S_2} = 328 \mu\text{m}$) beziehungsweise 29 % ($d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$) gegenüber dem W-Temper Zustand erhöht (Bild 6o). Unter Berücksichtigung des geringeren relativen Stempelhubes bei AA6014-ARB in der ersten Umformstufe ist bei identischer Stempelleindringtiefe eine noch höhere Stempelbeanspruchung zu erwarten, da durch die geringere Stempelleindringtiefe der Fließwiderstand lateral in die Blechebene reduziert ist. Die grundsätzlich höheren Stempeldrücke bei der Umformung von AA6014-ARB sind auf den kaltausgelagerten Zustand und die Herstellungshistorie zurückzuführen. Die ultrafeinkörnige Gefügestruktur führt gemäß der Hall-Petch-Beziehung zu einer erheblichen Steigerung der Werkstofffestigkeit. Im Ausgangszustand ist die Anfangsfließspannung des ARB-Zustands um das 6,8-fache gegenüber dem W-Zustand erhöht. Im qualitativen Vergleich fällt auf, dass für die geringere Napfwandstärke die Stempelbeanspruchung gegen Prozessende progressiv zunimmt und wider Erwarten nahezu identisch mit der dünnen Napfwandstärke ist (AA6014-W) oder diese sogar deutlich übersteigt (AA6014-ARB). Die Druckverläufe können anhand der prozessbedingten Festigkeitsverteilung im Pin nach dem Pin-Fließpressen in der ersten Umformstufe erläutert werden (Bild 27). Die Festigkeit im Bereich des Pinkopfes ist am geringsten und nimmt in Richtung des Randbereiches zu. Für die dickere Napfwandstärke ($d_{S_2} = 328 \mu\text{m}$) ist der Stempel vorwiegend im Zentrum des Pins im Eingriff. Beim Napf-Fließpressen der geringeren Wandstärke ($d_{S_2} = 399 \mu\text{m}$) verdrängt der Stempel zunächst auch das Material im stärker vorverfestigten Randbereich des Pins. Dies führt bei der dickeren Napfwandstärke aufgrund der geringeren mittleren Fließspannung in Kombination mit dem geringeren Formänderungswiderstand in die Napfwand zu einer betragsmäßig kleineren Werkzeugbeanspruchung. Mit zunehmendem Stempelhub (S_2) nimmt die Werkstofffestigkeit im Pin aufgrund der Festigkeitsverteilung aus der vorherigen Prozessstufe kontinuierlich zu. Im Bereich der Pinmitte ist dieser Anstieg höher als im Randbereich. Infolgedessen ist der Anstieg des Stempeldrucks progressiver gegenüber der kleineren Wandstärke.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass mit einer maximalen Werkzeugbeanspruchung von 3800 MPa (AA6014-ARB) beziehungsweise 1966 MPa (AA6014-W) die Ausformung des Napfes aus AA6014 für beide Werkzeugzustände und Napfwandstärken mit dem genutzten Stempel (S_2) aus CD-30 hinsichtlich des Werkzeugversagens unkritisch ist. Insgesamt deuten die Ergebnisse aus dem Mikronapf-Fließpressen mit dem ultrafeinkörnigen Werkstoff darauf hin, dass die stark abnehmende Werkstoffausnutzung und Napfhöhe bei der geringen Napfwandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ nicht

durch die Erhöhung der Kornzahl verbessert werden kann. Bei einer werkstoffübergreifenden Analyse kann postuliert werden, dass nicht die Korngröße, sondern eher die Werkstofffestigkeit einen entscheidenden Einfluss auf die Werkstoffausnutzung beim Napf-Fließpressen mit geringer Wandstärke besitzt. Aufgrund von Restriktionen bei den Werkzeugdimensionen musste im Rahmen der durchgeführten Experimente jedoch die Stempel-eindringtiefe (S_1) für den ARB-Werkstoff reduziert werden, weshalb der Formänderungswiderstand in Richtung der Blechebene reduziert wurde. Wegen des ungebundenen Werkstoffflusses in diesem Prozess kann keine exakte geometrische Ähnlichkeit für unterschiedliche Werkstoffe beim Napf-Fließpressen realisiert werden. Vor diesem Hintergrund sind zur Verifikation des Postulats hinsichtlich des Festigkeitseinflusses in zukünftigen Forschungsarbeiten noch weitere Untersuchungen notwendig.

6.3 Untersuchung einer Scherschneidstufe zur Abtrennung des Mikrobauteils vom Blech

Auch beim Mikroscherschneiden treten gegenüber dem konventionellen Scherschneiden Größeneffekte auf, welche den Kanteneinzug, die Glattschnittzone und die Bruchfläche, in Abhängigkeit der Korngröße, beeinflussen [162]. Um die grundsätzliche Machbarkeit der Mikromassivumformung aus der Blechebene zur Herstellung metallischer Mikrobauteile in Gänze bewerten zu können, ist deshalb, neben den einzelnen Umformstufen, auch die Analyse der Scherschneidstufe zu Prozessende erforderlich. In dieser Stufe wird das fertige Mikrobauteil vom Blechhalbzeug getrennt. Für die Untersuchung des Mikroscherschneidprozesses wurde ein Schneidspalt von $20\ \mu\text{m}$ genutzt. Damit beträgt der relative auf die Restblechdicke bezogene Schneidspalt $17\ \%$. Somit liegt dieser oberhalb der im Stand der Technik benannten optimalen relativen Schneidspalte zwischen 3 und $13\ \%$ [6]. Schneidspalte zwischen $1\text{--}5\ \mu\text{m}$ stellen den Werkzeugbau, sowie die Maschinen- und Werkzeugeinrichtung vor große Herausforderungen [162]. Auch wenn die Fertigung und die Montage solch kleiner Schneidspalte möglich ist, so ist die Ausfallwahrscheinlichkeit der Werkzeuge im Serienbetrieb sehr hoch, da die Werkzeugdurchbiegungen, infolge der dynamischen Maschinen- und Werkzeugeigenschaften, oftmals einen größeren Versatz als den Schneidspalt verursachen können [162]. Aus Sicht einer möglichen industriellen Anwendung wurde der relative Schneidspalt in dieser Studie deshalb bewusst größer gewählt, um mögliche beschränkende Größeneffekte beim Mikroscherschneiden zu identifizieren.

Um die Oberflächenqualität der Schneidkante sowie die des finalen Bauteils zu bewerten, wurde für die unterschiedlichen Werkstoffe jeweils die Oberflächentopographie mittels eines konfokalen Laserscanning Mikroskops (Keyence Corporation; Osaka; Japan) gemessen. Für eine hohe Messauflösung wurde ein Objektiv mit einer 50-fachen Vergrößerung genutzt. In Bild 61 sind die mit dem Laser aufgenommenen, schergeschnittenen Mikrobauteile für die unterschiedlichen Kupfer- und Aluminiumzustände sowie den DCo4 Werkstoff exemplarisch für die geringe Wandstärke von 35,5 µm dargestellt.

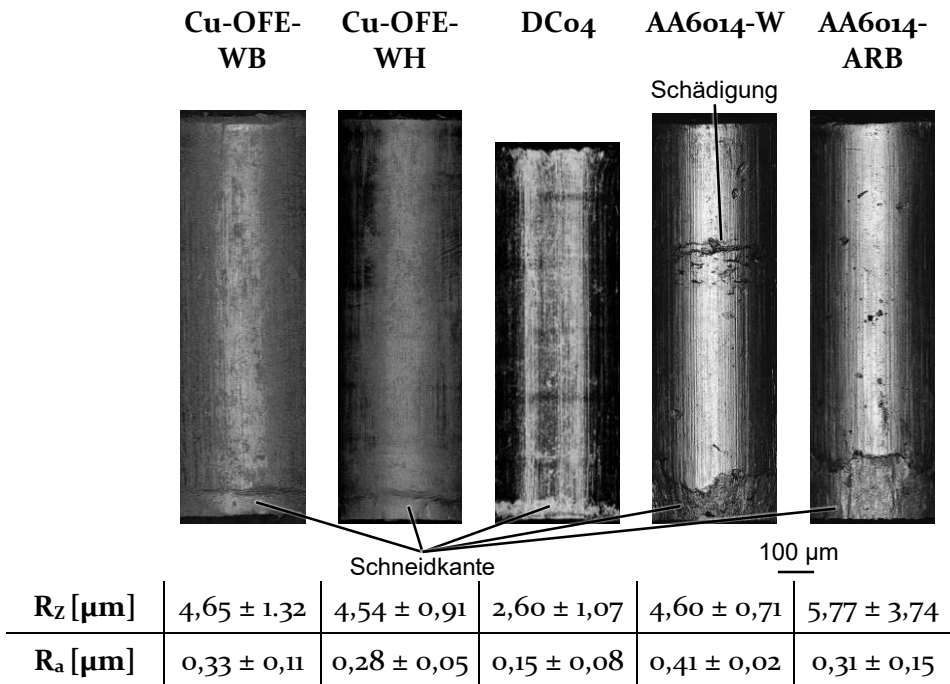


Bild 61: Konfokale Laserscannigmikroskopieaufnahmen der Oberflächentopographie mit einem 50x Objektiv nach [P9]; Napfwandstärke 35,5 µm nach [P14]

Bei Sichtprüfung der Mikrobauteile fällt bei dem Bauteil aus AA6014-W zunächst eine Oberflächenschädigung an der äußeren Mantelfläche auf. Diese befindet sich in der Übergangzone zwischen Napfwand und Restpin. Anhand von unterschiedlichen Prozesskinematiken konnte das Auswerfen nach dem Napf-Fließpressen, und somit nicht die von der ICFG abweichende Stempelgeometrie (S_2) der Normalie, als Ursache der Beschädigung identifiziert werden. Aufgrund des geringen Napfquerschnitts von 0,048 mm² in Kombination mit der hohen Flächenpressung und Reibung im Werkzeug resultieren beim Auswerfen des Bauteils hohe Zugspannungen.

gen in diesem Übergangsbereich. Die lösungsgeglühte Aluminiumlegierung AA6014-W hat von allen getesteten Materialien die geringste Zugfestigkeit. In Folge der hohen Zugspannungen in Kombination mit der geringen Zugfestigkeit des Werkstoffs kommt es hier zum Materialversagen. Aus diesem Grund empfiehlt sich für Mikrobauerteile aus Aluminium die Nutzung eines festeren Zustands, wie beispielsweise warm- (T6) oder kaltausgelagert (T4). Ist die Wahl eines ausreichend festen Werkstoffs nicht möglich, ist zu empfehlen, derart filigrane Strukturen erst in der letzten Stufe auszuformen und im Anschluss das Bauteil nach unten durchzudrücken statt rauszuziehen. Dies hat zur Folge, dass im kritischen Übergangsbereich versagensunkritische Druckspannungen statt versagenskritischen Zugspannungen vorliegen.

Die Qualität der Schneidkante wird stark vom Werkstückwerkstoff beeinflusst. Duktilere Werkstoffe neigen zu einer höheren Glattschnittzone und damit zu einer deutlich geringeren Bruchzone als weniger duktile Werkstoffe [148]. Bei Prüfung der Oberflächenaufnahmen ist dies gut zu erkennen. Die Bruchflächenanteile der duktileren Kupfer- und Stahlwerkstoffe ist wesentlich geringer als die der Aluminiumlegierung. Die gemittelten Rautiefen von Cu-OFE-HT mit $R_z = 4,65 \mu\text{m}$, Cu-OFE-WH mit $R_z = 4,54 \mu\text{m}$, AA6014-W mit $R_z = 4,60 \mu\text{m}$ und AA6014-ARB mit $R_z = 5,77 \mu\text{m}$ befinden sich in einer vergleichbaren Größenordnung. Die Rautiefe von DCo4 ist hingegen mit $R_z = 2,60 \mu\text{m}$ deutlich geringer. Mögliche Gründe hierfür könnten darin liegen, dass die Kupfer- und Aluminiumwerkstoffe zu den weichereren Metallen gehören. Aufgrund der geringeren Festigkeit werden diese Werkstoffe während des Prozesses auf mikrostruktureller Ebene mehr in die Oberflächentopographie des Werkzeugs gepresst, wodurch die Rauheit der Bauteile zunimmt. Darüber hinaus ist der Tiefziehstahl beim Handling zwischen den Umformstufen widerstandsfähiger gegenüber Kratzern. Die erreichte Oberflächenqualität liegt für alle Werkstoffe innerhalb der erreichbaren Toleranz beim Kaltfließpressen und kann mit Sicherheit durch das Polieren oder der Beschichtung der Mikroumformwerkzeuge noch verbessert werden. Durch die Nutzung des ultrafeinkörnigen Werkstoffs (AA6014-ARB) konnte auch beim Mikroscherschneiden kein positiver Effekt hinsichtlich der Qualität der Schneidkante identifiziert werden. Die längere Bruchzone für diesen Werkstoff ist hingegen auch nicht negativ zu bewerten, da die geschnittene Restblechdicke, in Folge der geringeren Stempeleindringtiefe (S_1) beim Pin-Fließpressen (1. Umformstufe), hier deutlich dicker ist.

In Tabelle 9 sind die maximalen Schneidkräfte und Werkzeugbeanspruchungen beim Trennen der Mikrobauerteile vom Trägerblech unter Angabe

der geschnittenen Restblechdicke für die unterschiedlichen Werkstoffe vergleichend gegenübergestellt. Trotz der hohen Vorverfestigung des Restbleches am Pinfuß durch das Pin-Fließpressen (1. Umformstufe) ist die Werkzeugbeanspruchung beim Mikroscherschneiden nicht versagenskritisch. Wie zu erwarten, ist die maximale Werkzeugbeanspruchung für den Stahlwerkstoff am höchsten. Diese liegt aber mit 840 MPa deutlich unterhalb der Druckfestigkeit des Schneidstempelwerkstoffs CD-30 mit 4760 MPa. Mit maximal 5,7 % unterliegen die Schneidkräfte zudem einer verhältnismäßig geringen Streuung. Aus diesem Grund ist auch die Schneidstufe bei den analysierten Abmessungen für alle Werkstoffklassen als absolut unkritisch, wiederholgenau und damit als machbar einzustufen.

Tabelle 9: Maximale Werkzeugbeanspruchung beim Scherschneiden des Mikrobauteils; (N = 3) nach [P14]

Material	Cu-OFE-WB	Cu-OFE-WH	DCo4	AA6014-W	AA6014-ARB
Restblechdicke (μm)	125 \pm 2	153 \pm 2	128 \pm 1	159 \pm 3	210 \pm 3
Maximale Schneidkraft $F_{S3,\text{max}}$ (N)	58 \pm 3	78 \pm 2	122 \pm 7	64 \pm 3	108 \pm 12
Maximale Werkzeugbeanspruchung (MPa)	399 \pm 21	537 \pm 14	840 \pm 48	441 \pm 21	744 \pm 83

7 Handlungsempfehlungen und Einschätzung des gesellschaftlichen Nutzens

In diesem Kapitel sind die Forschungserkenntnisse für potenzielle Anwender aus der Wissenschaft und Industrie übersichtlich in Form eines Prozessfensters und einer Einflussmatrix zusammengefasst. Dabei werden konkrete Handlungsempfehlungen zur Anpassung der prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Einflussparameter für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene (Abschnitt 7.1) gegeben. Zur Einschätzung der Anwendbarkeit des Prozessverständnisses in der Massenfertigung von metallischen Mikroteilen wird zudem die Übertragbarkeit der Erkenntnisse von der Blechrunde auf Blechbandzuschnitte, welche für die Nutzung in einer Schnellläuferpresse geeignet sind, bewertet (Abschnitt 7.2). In Abschnitt 7.3 werden Empfehlungen hinsichtlich geeigneter Prozessführungsstrategien Ausformung filigraner Formelemente im Mikrobereich geben. Zur Erhöhung des gesellschaftlichen Nutzens wurden im Rahmen der Untersuchungen neben der Herstellung metallischer Mikroteile noch weitere Anwendungsfelder wissenschaftlich erschlossen, welche in Abschnitt 7.4 anschaulich zusammengefasst sind.

7.1 Bewertung der Forschungsergebnisse und Ableitung von Handlungsempfehlungen für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene

Zur Steigerung des Anwendungspotenzials sind Handlungsempfehlungen zur gezielten Stoffflusssteuerung von großer Bedeutung, um den Herausforderungen der geringen Materialausnutzung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene zu begegnen. Deshalb erfolgt basierend auf den Untersuchungsergebnissen aus Kapitel 5 in diesem Abschnitt eine wissenschaftliche Bewertung der Einflussgrößen, um potenziellen Anwendern des Prozesses eine übersichtliche Handlungsempfehlung zur Einstellung der Zielgrößen bereitzustellen. Eine erste Orientierung, welche Pinhöhe durch das Pin-Fließpressen aus der Blechebene erzielt werden kann, gibt das in Bild 62 dargestellte Prozessfenster. Das Prozessfenster wird durch das konventionelle Scherschneiden und das Voll-Vorwärts-Fließpressen limitiert. Beim Scherschneiden gilt mit Berücksichtigung des Schneidspalts $d_{S1} \approx d_M$, weshalb der Werkstoff abgeschert und somit rein axial in die Kavität verdrängt wird. Damit ist hier die erzielte Pinhöhe und die Stempel Eindringtiefe identisch. Beim Voll-Vorwärts-Fließpressen handelt es sich um einen

formgebundenen Prozess, bei welchem der Werkstoff unter dem Stempel durch eine Pressbüchsenwandung vollständig zurückgehalten wird. Gemäß der Volumenkonstanz wird somit der Werkstoff vollständig in die Kavität verdrängt. Das Pin-Fließpressen aus der Blechebene stellt einen hybriden Prozess der beiden konventionellen Umform- und Schneidprozessen dar, weshalb die erreichbaren Pinhöhen zwischen diesen Prozessen liegen. Für eine sinnvolle Einstellung des Pin-Fließpressprozesses aus der Blechebene muss gelten $d_{s1} > d_M$. Das Blech im Bereich der passiven Umformzone stellt eine Restriktion für den Werkstofffluss nach außen in die Blechebene dar, hemmt diesen aber bei weitem nicht vollständig. Dies hat zur Folge, dass die Pinhöhen beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene stets kleiner sind als beim konventionellen Voll-Vorwärts-Fließpressen.

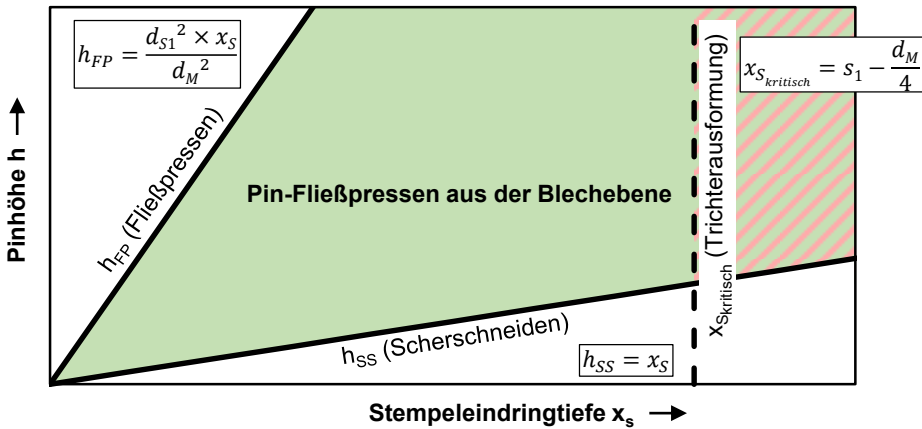





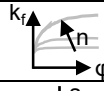






Bild 62: Prozessfenster für erreichbare Pinhöhen beim Pin-Fließpressen in Abhängigkeit der Blechdicke, des Stempeldurchmessers und der Stempelleindringtiefe

Nach oben hin ist das Prozessfenster durch die prozessbedingte Ausformung von stempelseitigen Trichtern begrenzt. Die Ursache für die von Hirota [11] als Prozessdefekt bezeichnete Trichterausformung konnte durch den kombiniert numerisch-experimentellen Forschungsansatz dieser Arbeit anhand der in Bild 20 dargestellten Fließquerschnittstheorie plausibilisiert werden. Darüber hinaus ist es gelungen, aus der Modellvorstellung eine analytische Beziehung der Prozessgrenze in Abhängigkeit der Blechdicke und des Matrizen­durchmessers zu erarbeiten, welche in Gl. (14) gegeben ist. Für den reibungsfreien Fall beginnt die Trichterausformung ab einer kritischen Restblechdicke zwischen Stempel und Matrize von 25 % des Matrizen­durchmessers. Bei Verwendung eines Matrizen­einlauf­radius ist die kritische Stempelleindringtiefe etwas höher, da die Restblechdicke vor Einlauf in die Matrize und infolgedessen auch der radiale Fließquer-

schnitt geringfügig erhöht ist. An dieser Stelle ist nochmals darauf hinzuweisen, dass die Lage der Prozessgrenze bis auf die Reibung und der Nutzung eines Einlaufradius sonst keinen weiteren Einflussgrößen unterliegt. Die Trichtertiefe hingegen wird durch mehrere Parameter beeinflusst, da diese ab dem Zeitpunkt des Auftretens mit der Pinhöhe linear korreliert. Je nach Anwendungsfall ist zu entscheiden, ob die prozessbedingte Trichterausformung einen Bauteilfehler, ein gewünschtes Funktionsmerkmal oder eine zwar unerwünschte, aber zu tolerierende Eigenschaft darstellt. Die gezielte Einstellung der maximal zu vertretenden Trichtertiefe während der Prozessauslegung stellt das effizienteste Mittel hinsichtlich der Werkstoffausnutzung und der benötigten Anzahl an Fertigungsschritten dar. Darüber hinaus besteht auch die Möglichkeit, den unerwünschten Trichter seitlich abzuscheren oder diesen durch die Verwendung einer konventionellen Scherschneidstufe ab dem Erreichen der kritischen Stempelindringtiefe $x_{S, \text{kritisch}}$ gänzlich zu vermeiden.

Zur Erhöhung der Werkstoffausnutzung besteht das übergeordnete Ziel in der Prozessauslegung stets darin, die Pinhöhe durch geeignete Maßnahmen in Richtung der oberen Prozessgrenze (Fließpressen) einzustellen. Tabelle 10 zeigt die qualitative Bewertung der festgestellten Einflüsse auf die Pinhöhe, die Materialausnutzung, die Trichterausformung und die Rondaufweitung in Abhängigkeit der Einflussparameter. In Kapitel 5 und Kapitel 6 wurde für die Analyse der Werkstoffausnutzung stets das Verhältnis aus dem vom Stempel verdrängten zu dem in den Pin extrudierten Werkstoffvolumen genutzt. Diese Auswertegröße wurde so definiert, da neben der Herstellung von separierten Mikrobauteilen auch das Fließpressen von Pin-Strukturen aus der Blechebene für andere Anwendungsfälle genutzt werden kann, bei welchem die Pin-Struktur am Blechbauteil verbleibt und als Gesamtkomponente genutzt wird. Im Gegensatz dazu wurde für die qualitative Bewertung der Materialausnutzung in Tabelle 10 das Pinvolumen im Verhältnis zum gesamten Halbzeugvolumen bewertet. Dadurch ergibt sich eine weitere Prozessbewertungsgröße, da bei dieser Auswertemethode die Materialausnutzung nicht zwangsweise mit der Pinhöhe korreliert. Nachfolgend werden die prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Einflussparameter vor dem Hintergrund des praktischen Nutzens bewertet und konkrete Empfehlungen zur Effizienz- und Qualitätssteigerung des Prozesses gegeben.

Tabelle 10: Forschungserkenntnisse – Prozessverständnis und Handlungsempfehlungen zur Prozessanpassung beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene

Einflussgrößen		Bewertungskriterien				
		Pin- höhe	Materialaus- nutzung	Trichter- tiefe	Rondenauf- weitung	
Prozess	 Stempeleindring- tiefe $x_s \uparrow$	+++	+++	---	-	
	 Niederhalter- druck $\rho_{NH} \uparrow$	++	++	-	**o	
	 Reibung $m \uparrow$	+	+	+	+	
Werkstück	 Verfestigungsex- ponent $n \uparrow$	---	---	+	---	
	 *Blechdicke $s_0 \uparrow$	---	---	++	o	
	 Rondendurch- messer $d_R \uparrow$	++	---	-	+++	
Werkzeug	 Stempeldurch- messer $d_{s1} \uparrow$	++	+	--	--	
	 Matrizendurch- messer $d_M \uparrow$	-	++	-	+++	
	 Einlaufradius $r_E \uparrow$	+	+	+	+	
	 Ringzacke	++	++	o	o	
Positiver Einfluss		Neutral		Negativer Einfluss		
+++	++	+	o	-	--	---

* gilt nur für identische Stempeleindringtiefen

** für $\rho_{NH} \leq k_{f0}$

Prozess

Zu den prozessseitigen Einflussgrößen gehören die Stempeleindringtiefe, der Niederhalterdruck und die Reibung an den Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Halbzeug. Durch die Erhöhung der Stempeleindringtiefe nimmt das verdrängte Werkstoffvolumen in der aktiven Umformzone linear und die Pinhöhe progressiv zu (Bild 30). Somit stellt die Veränderung der Stempeleindringtiefe die wirkungsvollste Maßnahme zur Einstellung der Pinhöhe dar. Ab einer kritischen Stempeleindringtiefe kommt es zur Ausformung von meist unerwünschten Trichtern. Durch die Steigerung

des Niederhalterdrucks werden die Reibkraft zwischen Niederhalter-Werkstück-Matrize in der passiven Umformzone und damit auch der Formänderungswiderstand dieses Bereichs erhöht. Diese Maßnahme bewirkt eine höhere Pinhöhe und Werkstoffausnutzung (Bild 29). Um eine unerwünschte Banddeformation zu verhindern, sind möglichst hohe Niederhalterdrücke knapp unterhalb der Fließspannung zu empfehlen ($\rho_{NH} = 0,99 \cdot k_f$). Eine Erhöhung der Reibung kann beispielsweise durch das Weglassen von Schmierstoffen (Trockenumformung) oder dem Aufräumen der Werkstück- beziehungsweise der Werkzeugoberflächen (z. B. durch Abrasivstrahlen) realisiert werden. Eine höhere Reibung bewirkt sowohl einen höheren Formänderungswiderstand der aktiven als auch der passiven Umformzone. Insgesamt wirkt sich eine global erhöhte Reibung leicht positiv auf die gesamten Bewertungskriterien aus (Bild 31).

Insgesamt bewertet bieten die Erhöhung der Stempel Eindringtiefe, des Niederhalterdrucks und der Reibung effektive Möglichkeiten die Pinhöhe bei gleichzeitiger Steigerung der Werkstoffausnutzung zu erhöhen. Aus diesem Grund kann die Erhöhung aller prozessseitigen Einflussgrößen uneingeschränkt empfohlen werden.

Werkstück

Als werkstückseitige Einflussgrößen können die Festigkeit und das Verfestigungsverhalten, die Blechdicke und der Rondendurchmesser variiert werden. Hinsichtlich des Einflusses der Werkstofffestigkeit und dem Verfestigungsverhalten existieren in der Literatur unterschiedliche Aussagen. In zahlreichen Studien wurde der Einfluss unterschiedlich vorverfestigter Werkstoffe auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene untersucht. Während Lim et al. [112] und Ghassemali et al. [110] keinen Einfluss des Werkstoffzustands auf den Werkstofffluss feststellen konnten haben Hirota et al. [107] und Stellin et al. [106] gezeigt, dass durch einen festeren Materialzustand eine Erhöhung der Werkstoffausnutzung erzielt werden kann. Um diese zunächst im Widerspruch stehende Beobachtungen näher zu untersuchen wurde im Rahmen der Prozessanalyse dieser Arbeit durch den Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe und Wärmebehandlungsstrategien erstmals der Einfluss der Festigkeit und des Verfestigungsverhaltens isoliert untersucht. Durch den numerisch-experimentellen Forschungsansatz konnte klar gezeigt und plausibilisiert werden, dass die Festigkeit des Werkstoffs keinen Einfluss auf den Werkstofffluss beim Pin-Fließpressen aus der Blechebene besitzt. Eine sehr große Auswirkung hat jedoch das Verfestigungsverhalten der Werkstoffe, welche durch den Verfestigungsex-

ponenten der Fließkurve als quantitative Größe gut zur Bewertung herangezogen werden kann. Je geringer der Verfestigungsexponent gewählt wird, desto höher ist die Materialausnutzung des Prozesses, was bedeutet, dass die Zielpinhöhe bereits bei einer geringeren Stempeleindringtiefe erreicht wird (Bild 35). Beim Wechsel von dem wärmebehandelten auf den walzharten Zustand von Cu-OFE kann die Pinhöhe von 1,145 mm auf 2,242 mm um 96 % gesteigert werden. Damit stellt der Verfestigungsexponent einen der größten und wichtigsten Stellhebel für die Prozessoptimierung dar, da neben dem großen Einfluss auf den Werkstofffluss kein zusätzliches Material zur Erhöhung der Pinhöhe benötigt wird. Vor diesem Hintergrund ist stets zu empfehlen, stark vorverfestigte Werkstoffe mit einem geringen Verfestigungsexponenten zu wählen. Darüber hinaus eignet sich der Verfestigungsexponent ebenfalls zur Bewertung unterschiedlicher Materialien. Bei identischem Verfestigungsexponenten sind auch identische Pinhöhen, unabhängig von der Werkstoffzusammensetzung zu erwarten. Bei gleicher Stempeleindringtiefe führt eine Erhöhung der Blechdicke zu einer Reduktion der Pinhöhe, da der Formänderungswiderstand in der passiven Umformzone durch den höheren Fließspalt reduziert wird, während der Formänderungswiderstand in der Kavität identisch bleibt (Bild 40). Bei sehr großen Stempeleindringtiefen kann für geringe Restblechdicken jedoch festgehalten werden, dass durch höhere Blechdicken auch stets höhere Pins ausgeformt werden können. Auch wenn mit höheren Blechstärken größere Pinhöhen erzielt werden können, ist die Erhöhung der Blechdicke nur sehr eingeschränkt zu empfehlen, da der Materialeinsatz mit der Blechdicke linear zunimmt und als Folge die Materialausnutzung deutlich reduziert wird. Durch eine Vergrößerung des Rondendurchmessers wird der Formänderungswiderstand der passiven Umformzone durch den zunehmenden Armierungseffekt gestärkt. Dies bewirkt eine Steigerung der Pinhöhe bei gleichzeitiger Verringerung der unerwünschten Rondenaufweitung (Bild 42). Diesen positiven Effekten steht jedoch der mit dem Rondendurchmesser quadratisch zunehmende Werkstoffeinsatz entgegen, wodurch die Materialausnutzung regressiv abnimmt. Aus ökologischer und ökonomischer Sicht ist deshalb der Rondendurchmesser stets so klein wie möglich zu wählen, um die geforderte Pinhöhe gerade zu erreichen.

Insgesamt bietet die Wahl eines geringen Verfestigungsexponenten einen sehr großen Stellhebel, um die Pinhöhe ohne zusätzlichen Materialeinsatz zu steigern. Vor diesem Hintergrund sind stets Materialien zu empfehlen, welche eine hohe Vorverfestigung oder eine geringe Verfestigungsneigung aufweisen. Da die Werkstofffestigkeit keinen Einfluss auf die Ausformung des Pins hat sollte die Festigkeit so gewählt werden, dass das fertige Bauteil

den Anforderungen in der späteren Anwendung gerecht wird. Eine Erhöhung der Blechdicke oder des Rondendurchmessers ist nur sehr eingeschränkt zu empfehlen, da die durch den deutlich höheren Materialeinsatz abnehmende Werkstoffausnutzung der Erhöhung der Pinhöhe gegenübersteht. Vor diesem Hintergrund sollte die Blechdicke und der Rondendurchmesser beziehungsweise die Bandbreite stets so gering wie möglich, in Abhängigkeit der Zielpinhöhe, gewählt werden.

Werkzeug

Werkzeugseitig beeinflussen der Stempeldurchmesser, der Matrizedurchmesser, der Einlaufradius und der Einsatz stoffflusssteuernder Werkzeugelemente, wie zum Beispiel einer Ringzacke, den Werkstofffluss. Eine Veränderung des Stempeldurchmessers bewirkt sowohl eine Veränderung der aktiven als auch der passiven Umformzone. Durch einen größeren Stempeldurchmesser wird zunächst mehr Werkstoff vom Stempel verdrängt. Bis zu einer gewissen Stempelgröße kann dadurch die Pinhöhe gesteigert werden (Bild 43). Bei Überschreitung eines Grenzwertes nimmt jedoch die Pinhöhe nicht weiter zu, da mit der Vergrößerung des Stempeldurchmessers auch die Armierungswirkung der passiven Umformzone reduziert wird und dieser Effekt der Pinausformung entgegenwirkt. Um den Energieverbrauch, den Anlagenverschleiß und die Rondenaufweitung möglichst gering zu halten, gibt es einen idealen Stempeldurchmesser für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene. Dieser beträgt für den Fall $d_M = s_0$ das 0,20-0,27-fache des Rondendurchmessers und das 2,3-3,0-fache des Pindurchmessers. Der Matrizedurchmesser entspricht dem auszuformenden Pindurchmesser und ist deshalb im Rahmen der Prozessoptimierung eher nicht als Stellgröße geeignet. Eine Änderung des Matrizedurchmessers bewirkt eine Veränderung der aktiven Umformzone bei gleichbleibender passiver Umformzone. Ein größerer Matrizedurchmesser verringert den Formänderungswiderstand in die Kavität, weshalb deutlich mehr vom Stempel verdrängter Werkstoff in den Pin fließt (Bild 47). Je nach Durchmesser kann die Pinhöhe aufgrund des mit dem Matrizedurchmesser quadratisch zunehmendem Werkstoffvolumens leicht reduziert werden. Der reduzierte Formänderungswiderstand in die Kavität bewirkt zudem eine geringere Rondenaufweitung. Auch der Matrizeeinlaufradius beeinflusst den Formänderungswiderstand in die Kavität. Zudem kann durch diese Stellgröße der Fließgeschwindigkeitsgradient zwischen Pinmitte und Randbereich eingestellt werden. Je kleiner der Einlaufradius ist, desto stärker wird der Werkstoff beim Übergang von der Blechebene in den Pin umgelenkt. Durch einen ausreichend großen Einlaufradius kann die Werk-

stoffausnutzung leicht verbessert und die kritische Restblechdicke hinsichtlich des Beginns der Trichterausformung reduziert werden (Bild 48). Auch der Einsatz von stoffflusssteuernden Werkzeugelementen, wie einer Ringzacke, kann zu einer besseren Werkstoffausnutzung beitragen. Die form- und kraftschlüssige Verbindung mit dem Werkstoff in der passiven Umformzone erhöht an dieser Stelle deutlich den Formänderungswiderstand. Durch die Verwendung einer niederhalterseitigen Ringzacke konnte in den Experimenten die Pinhöhe und damit auch die Werkstoffausnutzung um bis zu 50 % gesteigert werden (Bild 45). Der Ringzackenabstand wurde im Rahmen einer numerischen Studie für unterschiedliche Stempeldurchmesser ausgelegt. Bei einem Ringzackenabstand von 1,5 mm wurde stets die maximale Pinhöhe erzielt. Durch eine umfangreiche Auslegung der restlichen Ringzackengeometrie kann sicherlich eine noch größere Verbesserung der Werkstoffausnutzung erzielt werden. Die Nutzung einer Ringzacke stellt damit eine effektive Methode zur erheblichen Verbesserung der Materialausnutzung dar, welche einfach anzuwenden ist und dabei die Prozesszeit nicht negativ beeinträchtigt. Limitationen bestehen bei Anwendungen, welche nicht nur den fließgepressten Pin, sondern das gesamte Bauteil nutzen, wie zum Beispiel in der mechanischen Fügetechnik [P4]. Grundsätzlich kann festgehalten werden, dass Maßnahmen, welche den Formänderungswiderstand der passiven Umformzone erhöhen zu einer Steigerung der Werkstoffausnutzung führen. Die Wahl eines idealen Stempeldurchmessers, Matrizen einlauffradius sowie die Verwendung einer Ringzacke sind sinnvolle Maßnahmen zur Erhöhung der Werkstoffausnutzung. Die Anpassung des Matrizendurchmessers dürfte in den meisten Fällen keine Option darstellen, da dieser die auszuformende Geometrie festlegt.

Wechselwirkungen

Bei Nutzung der beschriebenen Wirkzusammenhänge von den prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Einflussparametern ist stets zu beachten, dass es unter den einzelnen Maßnahmen auch Wechselwirkungen gibt. Diese Wechselwirkungen wurden im Rahmen einer numerischen Studie auch umfangreich in einem 2^7 vollfaktoriellen Versuchsplan untersucht. Aufgrund der Vielzahl an Einflussgrößen und damit auch Wechselwirkungen werden diese jedoch aufgrund des Umfangs in dieser Arbeit nicht einzeln thematisiert. Insgesamt bietet das Umformzonen-Prozessmodell (Bild 22) in Kombination mit der Einflussmatrix aus Tabelle 10 eine gute Grundlage, um mögliche Wechselwirkungen auf Basis der oben beschriebenen Wirkzusammenhänge abzuschätzen zu können. Zur Optimierung des Prozesses hinsichtlich der Werkstoffausnutzung ist es stets erforderlich, die

Auswirkung von Maßnahmen auf beide Umformzonen zu beachten. So erhöhen beispielsweise als Einzelmaßnahmen die Verringerung des Rondendurchmessers sowie die Vergrößerung des Stempeldurchmessers (S_1) die Materialausnutzung. Eine Abnahme des Rondendurchmessers bewirkt eine quadratische Reduktion des Werkstoffeinsatzes. Diese Maßnahme verringert aber gleichzeitig den Formänderungswiderstand und damit die Armierungswirkung der passiven Umformzone, weshalb eine kleinere Pinhöhe resultiert. Eine Vergrößerung des Stempeldurchmessers (S_1) vergrößert quadratisch die aktive Umformzone, was wiederum höhere radiale Druckspannungen auf die passive Umformzone zur Folge hat. Bei der Kombination beider Maßnahmen wird sowohl der Druck auf die passive Umformzone bei gleichzeitiger Schwächung dieser erhöht. Dies resultiert in einer deutlichen Abnahme der Pinhöhe und infolgedessen auch der Werkstoffausnutzung. Unter Berücksichtigung der Modellvorstellung aus Bild 22 wäre es korrekt, neben dem Rondendurchmesser auch den Stempeldurchmesser zu verkleinern, da hier das Optimum mit Reduzierung des Formänderungswiderstandes der passiven Umformzone ebenfalls abnimmt. Vor diesem Hintergrund ist das Umformzonen-Prozessmodell in Kombination mit der Einflussmatrix für potenzielle Anwender in der Wissenschaft und Industrie ein wertvolles Werkzeug, um das Pin-Fließpressen aus der Blechebene, in Abhängigkeit der zur Verfügung stehenden Pressenkraft und unter Berücksichtigung der erforderlichen Geometrie, einzustellen.

7.2 Übertragbarkeit des Laborversuchs auf das Blechband für die Massenproduktion metallischer Mikrobauteile

Für die grundlegenden Untersuchungen der Einflüsse unterschiedlicher prozess-, werkstück- und werkzeugseitiger Stellgrößen auf das Pin-Fließpressen aus der Blechebene wurden in Kapitel 5 rotationssymmetrische Ronden anstelle von Blechbändern genutzt. Diese Vorgehensweise ermöglichte es die Stellgrößen isoliert zu analysieren, um somit allgemeingültige Ergebnisse, ohne Beeinflussung dieser durch das Banddesign, zu erhalten. Um die Massivumformung metallischer Mikrobauteile aus der Blechebene in der angewandten Produktionstechnik zu etablieren, ist eine hohe Mengenleistung erforderlich. Das große Potenzial der Handhabungsvorteile dieser Prozesskette kommt erst bei der Anwendung des Prozesses auf ein Blechband zur Massenproduktion in einer Schnellläuferpresse zum Tragen. Der prozessbedingte unerwünschte Werkstofffluss in die Blechebene beeinträchtigt die Positioniergenauigkeit und somit die Handhabung, da

dieser die Bandbreite und den Abstand zwischen den Pins verändert [106]. Durch das Freischneiden der Umformzone mit einer geeigneten Anbindungsstrategie kann die Banddeformation vermieden werden [111]. Die Untersuchungsergebnisse in Abschnitt 5.2.3 haben gezeigt, dass der Rondendurchmesser einen erheblichen Einfluss auf den Werkstofffluss besitzt. Zur Sicherstellung der Übertragbarkeit der grundlagenwissenschaftlichen Erkenntnisse aus den Laborversuchen auf das Blechband wurden auf Basis numerischer Simulationen Anbindungsstrategien der Ronde entwickelt. Neben dem Vollblech wurden Bandlayouts mit zwei und vier Anbindungsstegen untersucht (Bild 63).

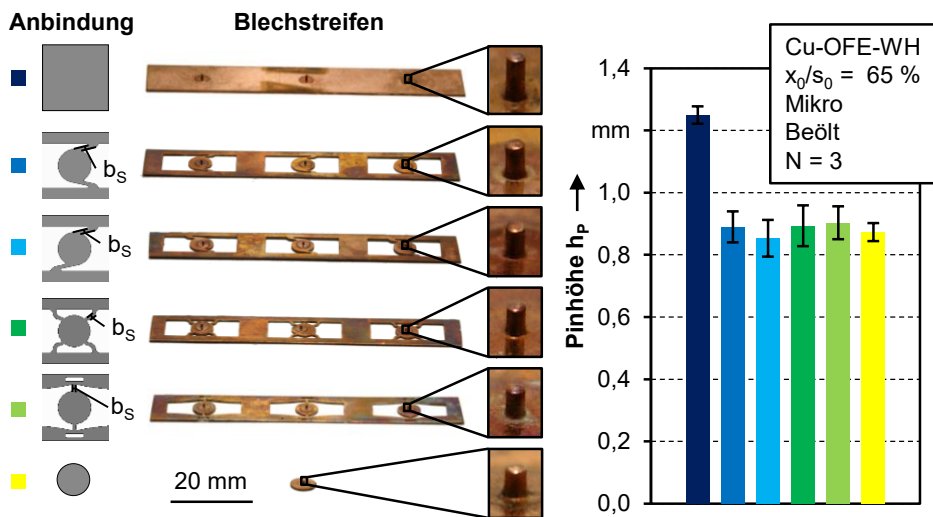


Bild 63: Bewertung der Übertragbarkeit der grundlagenwissenschaftlichen Erkenntnisse von rotationssymmetrischen Ronden auf das Blechband anhand unterschiedlicher Beschnittgeometrien der Blechstreifen

Die Stegbreite wurde auf Basis von numerischen Untersuchungen auf $b_s = 1,5$ mm festgelegt, da bei dieser die geringsten Abweichungen in den Zielgrößen zwischen Ronde und den entwickelten Bandgeometrien vorliegen. Für die Varianten mit zwei Stegen wurde der Einfluss der Steglage analysiert. Die Stege wurden bei Bandgeometrie 1 im 45° Winkel beidseitig nach vorne in Richtung des Bandvorschubs angebracht. Bei Bandgeometrie 2 wurde einer dieser Stege nach hinten angebracht, so dass die Anbindung diagonal erfolgt. Für Bandgeometrie 3 wurde demgegenüber eine weitere Diagonale mit insgesamt vier Stegen genutzt. Im Falle von Bandgeometrie 4 sind die Stege im 90° Winkel zur Walzrichtung angebracht. Anschließend an die numerische Auslegung erfolgte die experimentelle Umsetzung des Pin-Fließpressens aus der Blechebene. Hierfür wurden die

Bandgeometrien mittels der Drahterodiermaschine AgieCharmilles Cut 2000 (GF Machining Solutions AG; Biel; Schweiz) hergestellt und anschließend auf dem Pin-Fließpresswerkzeug umgeformt. Die erzielten Pinhöhen sind in Bild 63 exemplarisch anhand des walzharten Kupferwerkstoffs für das unbeschnittene Vollblech, die unterschiedlichen Bandgeometrien und die rotationssymmetrische Ronde vergleichend gegenübergestellt. Aus dem Balkendiagramm ist zunächst klar ersichtlich, dass die Pinhöhen beim Vollblech um 40 % gegenüber denen der Blechgeometrien und der Ronde erhöht sind. Analog zum Einfluss des Rondendurchmessers in Abschnitt 5.2.3 kann dies durch die deutlich größere passive Umformzone des Vollblechs begründet werden. Der unerwünschte Werkstofffluss nach außen in die Blechebene setzt erst ein, sobald die tangentialen Zugspannungen an der Blechaußenkontur die Fließspannung des Werkstoffes übersteigen. Aufgrund der erheblich größeren Fläche der passiven Umformzone beim Vollblech ist der vom Stempel notwendige Druck hierfür größer als bei der Ronde. Als Folge dessen ist der radiale Werkstofffluss in Richtung der Kavität beim Vollblech dominanter. Weiterhin ist aus dem Diagramm (Bild 63) ersichtlich, dass die Pinhöhen sowohl für die rotationssymmetrische Ronde als auch für alle Blechbandgeometrien (1-4) innerhalb der Standardabweichung identisch sind. Auf Basis dieser Ergebnisse kann die Übertragbarkeit der Erkenntnisse von der Ronde auf das Blechband als gegeben bewertet werden. Zudem wird durch den Bandbeschnitt sichergestellt, dass das Blech in Vorschubrichtung nicht durch das Pin-Fließpressen in der Länge verändert wird. Dies ermöglicht eine zuverlässige Anwendung des Prozesses in einem Folgeverbundprozess, ohne die Handhabung und die Ausformung durch vor und nachgelagerte Umformoperationen negativ zu beeinflussen.

Neben einer zuverlässigen Ausformung der Mikrobauteile ist es auch erforderlich, dass die Anbindungsstrategie hinsichtlich Ihrer Festigkeit und Steifigkeit für den Teiletransport zwischen den Umformstufen geeignet ist. Deshalb wurde im Rahmen einer studentischen Arbeit numerisch die Beanspruchbarkeit der Anbindungsstrategien untersucht [S4]. Aufgrund der vier Anbindungspunkte kann Blechgeometrie 3 die größten Beanspruchungen bei gleichzeitig geringster Deformation aufnehmen. Vor diesem Hintergrund ist bei der Auslegung der Anbindungsstrategie darauf zu achten, dass die Stegquerschnitte für die Beanspruchung beim Auswerfen und dem Transport zwischen den Umformstufen ausreichend groß gewählt wird.

Das Freischneiden und Anbinden der Umformzone in geeigneten Bandlayouts ist eine Möglichkeit, mehrere Pins mit identischen Eigenschaften ohne

Deformation der Bandaußenkontur prozesssicher herzustellen. Eine weitere Option mit erheblichem Werkstoffeinsparpotenzial besteht darin, Multi-Pin-Strukturen ohne Beschnitt zwischen den Strukturen am Vollblech auszuformen. Dies führt zwar, wie von Kraus und Merklein gezeigt [P5], zu inhomogenen Pinhöhen, jedoch ist es denkbar, Mikrobauteile mit unterschiedlichen Geometrieanforderungen in einem Werkzeug synchron auszuformen. Bei der gleichzeitigen Ausformung von Mikrobauteilen mit variierendem Werkstoffvolumen bedarf es einer intelligenten Bestückung der Platinen, da sich die aktiven Umformzonen gegenseitig beeinflussen. Zusätzlich kann dem inhomogenen Werkstofffluss durch stoffflusssteuernde Maßnahmen, wie zum Beispiel der Nutzung einer Ringzacke oder gradierten Werkstoffeigenschaften [P18], begegnet werden. So kann durch die Nutzung einer Ringzacke (Abschnitt 5.2.4) der Druck in der aktiven Umformzone erhöht oder durch Hohlräume in der passiven Umformzone [111] verringert werden. Der Aufwand hierfür ist durch die erhebliche Verdichtung der aktiven Umformzonen und des damit verbundenen enormen Potenzials zur Steigerung der Werkstoffausnutzung gerechtfertigt.

7.3 Bewertung von Prozessführungsstrategien für die mehrstufige Umformung und Einschätzung der Anwendbarkeit hinsichtlich limitierender Skalierungseffekte

Bei der Gegenüberstellung des Pin-Fließpressprozesses aus der Blechebene im Makro- und Mikrobereich in Abschnitt 6.1 konnte festgestellt werden, dass die grundsätzlichen Wirkzusammenhänge aus Kapitel 5 auch im Mikrobereich gelten. Je nach Gefügestruktur sind jedoch teilweise Größeneffekte identifiziert und anhand des Übergangsschichtmodells plausibilisiert worden. Mit einer maximalen Standardabweichung der Pinhöhe von bis zu 1,14 % gefährden die Größeneffekte jedoch nicht die Wiederholgenauigkeit und die Prozessstabilität. Im Gegenteil begünstigen die Größeneffekte eher das Pin-Fließpressen aus der Blechebene, indem die erreichten Pinhöhen bei vergleichbarer Stempel Eindringtiefe um bis zu 14,7 % höher sind als im Makrobereich. Zudem ist die Trichtertiefe tendenziell geringer.

In Abschnitt 6.2.1 wurde eine kombiniert einstufige sowie eine zweistufige Prozessführungsstrategie zum Fließpressen eines dünnwandigen Napfes mit einer Wandstärke von 35,5 μm analysiert. Die Ergebnisse haben gezeigt, dass durch beide Prozessführungsstrategien die Mikropin-Napf-Geometrie grundsätzlich herstellbar ist. Jedoch sind die erreichten Napfand-

höhen bei dem gleichen, durch den Stempel verdrängten, Werkstoffvolumen für die zweistufige Variante mit $517 \pm 9 \mu\text{m}$ um 174 % höher gegenüber der kombinierten einstufigen mit $189 \pm 6 \mu\text{m}$. Die absolute Standardabweichung der Napfhöhe ist mit $6 \mu\text{m}$ (einstufig) und $9 \mu\text{m}$ (zweistufig) nahezu identisch. Auf die Napfwandhöhe bezogen beträgt die prozentuale Standardabweichung 3,2 % (einstufig) beziehungsweise 1,7 % (zweistufig), weshalb das Napf-Fließpressen unabhängig der Prozessführungsstrategie insgesamt als wiederholgenau, im untersuchten Größenbereich, eingestuft werden kann. Die großen Unterschiede in den Prozessführungsstrategien können durch die günstigere Aufteilung der Fließquerschnitte während des Prozesses sowie die vorteilhafteren tribologischen Bedingungen durch den angetriebenen Napf-Fließpressstempel bei der zweistufigen Variante begründet werden. Insgesamt ermöglicht somit die mehrstufige Umformung aus der Blechebene die Herstellung von filigraneren Mikrostrukturen, gepaart mit einer erhöhten Werkstoffausnutzung. Aus diesem Grund ist die mehrstufige Umformung, bestehend aus Stoffanhäufen in einer ersten Umformstufe, der weiteren Umformung des angehäuften Werkstoffs in darauffolgenden Umformstufen und die anschließende Separierung in der letzten Prozessstufe zu empfehlen.

Beim Vergleich der Ergebnisse des Napf-Fließpressens (2. Umformstufe) mit unterschiedlichen Wandstärken im Makro- und Mikrobereich sind in Abschnitt 6.2.2 Größeneffekte identifiziert worden. Für die dickere Napfwandstärke beträgt die Materialausnutzung 93 % im Makrobereich, welche im Mikrobereich mit 86 % nur geringfügig kleiner ist. Bei der dünneren Wandstärke liegt im Makrobereich eine Materialausnutzung von 84 % und im Mikrobereich eine von lediglich 28 % vor. Damit ist die Werkstoffausnutzung beim Napf-Fließpressen der dünnen Wandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ erheblich reduziert. Diese Reduktion konnte auf einen Größeneffekt zurückgeführt und ebenfalls durch das Übergangsschichtmodell anhand der geringen Kornzahlen plausibilisiert werden. Im Stand der Forschung hat sich die Erhöhung der Kornzahl, durch die Nutzung ultrafeinkörniger Werkstoffe, als probates Mittel zur Reduktion mikrostrukturell bedingter Größeneffekte, in zahlreichen Umformprozessen, bewährt. Vor diesem Hintergrund wurde das Napf-Fließpressen auch mit einem ultrafeinkörnigen Aluminiumwerkstoff, welcher eine mittlere Korngröße von weniger als ein Mikrometer aufweist, in Abschnitt 6.2.3 analysiert. Die Ergebnisse haben gezeigt, dass diese Maßnahme nicht zu einer Verbesserung der geringen Werkstoffausnutzung im Mikrobereich beiträgt. Die umfassende Bewertung aller Forschungsergebnisse lässt die Interpretation zu, dass der Größeneffekt nicht wesentlich von der Korngröße, sondern vorwiegend von

der Breite des Fließspalts und unter Umständen auch von der Werkstofffestigkeit beeinflusst wird. Einen möglichen Erklärungsansatz liefert die Tatsache, dass mit zunehmender Miniaturisierung das Verhältnis zwischen Werkzeugkontaktfläche und Werkstoffvolumen sehr groß ist. Über den geringen Fließspalt kann die Grenzflächenreibung zwischen Werkzeug und Werkstück gut übertragen werden, weshalb mit zunehmender Verringerung des Fließspaltes der Fließwiderstand ansteigt und die Werkstoffausnutzung reduziert wird. Durch die Verringerung der Korngröße wird gemäß der Hall-Petch-Beziehung die Werkstofffestigkeit erhöht, weshalb für dieses Material die Grenzflächenreibung gut über den dünnen Napfquerschnitt übertragen wird. Dies führt als Folge dazu, dass der positive Effekt einer höheren Kornzahl beim Napf-Fließpressen nicht in Erscheinung tritt.

Bei der analysierten Mikroscherschneidstufe in Abschnitt 6.3 wurden keine Größeneffekte identifiziert. Insgesamt liegt die erreichte Oberflächenqualität für die unterschiedlichen Werkstoffe mit einer maximalen gemittelten Rautiefe von $R_z = 5,77 \mu\text{m}$ innerhalb der in der Literatur bekannten Toleranz für das Kaltfließpressen. Beim Stahlwerkstoff beträgt die maximale gemittelte Rautiefe nur $R_z = 2,60 \mu\text{m}$. Ein möglicher Erklärungsansatz für die bessere Oberfläche liegt in der höheren Festigkeit begründet. Durch diese wird die Rautiefe des formgebenden Werkzeuges weniger stark am Mikrobauteil abgebildet. Zudem ist das Mikrobauteil aus Stahl verschleißfester, wodurch beim Auswerfen und während der Handhabung weniger Oberflächenkratzer entstehen. Da im Rahmen der Laborversuche erodierte und nicht polierte oder beschichtete Werkzeuge genutzt wurden, kann die Oberflächenqualität mit Sicherheit noch weiter verbessert werden.

Bei Analyse der Werkzeugbeanspruchung sind vor allem die Fließpressstempel am höchsten beansprucht. Beim Pin-Fließpressen (1. Stufe) ist die Druckbeanspruchung der Stempel mit bis zu 2313 MPa deutlich geringer als beim Napf-Fließpressen (2. Stufe) der dünnen Wandstärke von $35,5 \mu\text{m}$ mit bis zu 4582 MPa. Beim Mikroscherschneiden (3. Stufe) ist die Werkzeugbeanspruchung mit maximal 840 MPa für den Stahlwerkstoff insgesamt als unkritisch zu bewerten. Auf Basis der Ergebnisse sind die im Rahmen der Untersuchungen umgeformten Geometrien und Werkstoffe in der dreistufigen Prozesskette, bei Verwendung der kostengünstigen Normalie aus dem Hartmetallwerkstoff CD-30, welche eine Druckfestigkeit von bis zu 4760 MPa besitzt, im Labormaßstab herstellbar. Die hohen Stempeldrücke während des Mikronapf-Fließpressens der dünnen Wandstärke befinden sich jedoch sehr nahe an der maximalen Druckfestigkeit des Stempels. Vor diesem Hintergrund sollte bei noch kleineren Abmessungen mit höheren

Stempelbeanspruchungen die Nutzung von Hartmetallen mit einer höheren Festigkeit in Betracht gezogen werden. Feinstkornhartmetallsorten der Klasse K01 besitzen eine Druckfestigkeit von bis zu 8500 MPa. Damit existiert hinsichtlich der Werkzeugbeanspruchung weiteres Potenzial, um noch kleinerer Mikrostrukturen mit dem mehrstufigen Pin-Fließpressen aus der Blechebene herzustellen.

7.4 Mögliche Anwendungsfelder des Pin-Fließpressens aus der Blechebene

Die für diese Arbeit verwendete Demonstratorgeometrie für das Mikrobau- teil, bestehend aus einem Pin mit Napf, kann je nach Werkstoff sowohl als mikroelektrisches oder auch als mikromechanisches Bauteil genutzt werden. Aus Cu-OFE kann es beispielsweise als Steckerkontakt und aus Stahl oder hochfestem Aluminium als Antriebswelle für einen Mikromotor eingesetzt werden. Neben diesen potenziellen Anwendungsgebieten wurden im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit auch noch weitere Anwendungsfelder für das Pin-Fließpressen aus der Blechebene wissenschaftlich erschlossen, welche in Bild 64 übersichtlich dargestellt sind.

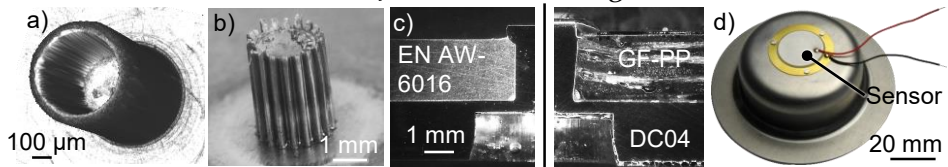


Bild 64: Potenzielle Anwendungsbeispiele welche im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit wissenschaftlich erschlossen wurden; a) Steckerkontakt, b) Mikro Zahnrad, c) Füge- verbindung artungleicher Werkstoffe, d) Adaptronische Bauteile

Bild 64a zeigt das Mikrobau- teil aus Cu-OFE, welches zur Prozessanalyse in dieser Arbeit genutzt wurde. Durch die vielversprechenden Ergebnisse hinsichtlich der Genauigkeit beim Ausformen der filigranen Napfgeometrie in Kombination mit der erheblichen Vereinfachung der restriktiven Handhabung bei der mehrstufigen Mikromassivumformung, wurde zur Nutzung der Prozesskette für mikromechanische Komponenten auch die Möglichkeit zur Herstellung von Mikro- zahn- rädern mit einem Modul von $m = 0,1$ untersucht. Erste Ergebnisse aus einem für industrielle Anwendungen na- hen Laborversuch haben gezeigt, dass die Mikroverzahnung durch das zweistufige Fließpressen aus der Blechebene vollständig ausgeformt werden kann [P17]. Bild 64b zeigt die erste erfolgreich umgeformte Demonst- ratorgeometrie. Dem technologischen Vorteil der erheblichen Vereinfachung der Handhabung bei den Anwendungsbeispielen aus Bild 64 (a, b)

steht die geringe Werkstoffausnutzung gegenüber. Bei dem Mikrobauteil aus Cu-OFE-WB (Bild 64a) beträgt das Bauteilvolumen lediglich 1,22 % vom eingesetzten Werkstoffvolumen. Für eine ökologisch und ökonomisch sinnvolle industrielle Anwendung des mehrstufigen Pin-Fließpressens aus der Blechebene ist es erforderlich, in weiteren Forschungsanstrengung die geringe Werkstoffausnutzung bei der Herstellung metallischer Mikrobauteile zu erhöhen. Ansätze hierfür sind neben einer hinsichtlich der Werkstoffausnutzung optimalen Wahl der Stellgrößen aus Kapitel 5 auch werkstoffflusssteuernde Maßnahmen, wie beispielsweise die Nutzung einer Ringzacke (Abschnitt 5.2.4). Ein weiteres Potenzial zur erheblichen Einsparung von Werkstoff bietet die parallele Ausformung von Multi-Pin-Strukturen über die komplette Blechbreite [108]. Im Rahmen erster Untersuchungen wurde mit der Ausformung einer 5x3-Multi-Pin-Struktur bereits ein Grundstein für weitere Forschungsarbeiten gelegt [P5]. Den beim Ausformen solcher Multi-Pin-Strukturen sich gegenseitig beeinflussenden Umformzonen kann durch stoffflusssteuernde Maßnahmen, ein optimiertes Bandlayout sowie der intelligenten Bestückung der Platine mit Mikrobauteilen, welche unterschiedliche Geometrieanforderungen besitzen, begegnet werden.

Weiterhin wurde das Potenzial des Pin-Fließpressens aus der Blechebene zum mechanischen Fügen artungleicher Werkstoffe analysiert. Dabei ist es gelungen, mit dieser neuen Fügemethode Stahl mit Aluminium sowie Stahl mit GF-PP (Glasfasergewebe mit Polypropylen-Matrix) form- und kraftschlüssig zu verbinden [P4]. In Bild 64c ist die durch Verstemmen der Pins realisierte Fügeverbindung exemplarisch dargestellt. Mit dieser neuen mechanischen hilfsmittelfreien Fügetechnik können sowohl Bauteilgewicht als auch Montageschritte eingespart werden. Zudem wird durch die vollständige Nutzung des Halbzeugs kein Material verschwendet.

Ein weiteres vielversprechendes Anwendungsgebiet derartiger Fügepin-Strukturen bietet das Themenfeld der Adaptronik. In ersten Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Pin-Strukturen auch zur Integration von Sensoren oder auch Aktoren an Blechhalbzeuge beziehungsweise Blechbauteile genutzt werden können ohne deren Funktion bedeutend zu beeinträchtigen [P11]. In Bild 64d ist das analysierte adaptronische Demonstratorbauteil exemplarisch dargestellt.

Es ist davon auszugehen, dass neben den im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit erschlossenen Anwendungsfeldern noch zahlreiche weitere Anwendungspotenziale existieren, für welche das Pin-Fließpressen aus der

Blechebene die passende Lösung sein kann. Die grundlegenden Untersuchungen aus Kapitel 5 (Pin-Fließpressen) und Kapitel 6 (Mikroumformtechnik) sowie die dazugehörigen Handlungsempfehlungen in Kapitel 7 stellen für potenzielle Anwender der Umformmethode in sämtlichen Anwendungsbereichen ein grundlegendes Prozessverständnis sowie zahlreiche Einstellmöglichkeiten zur Prozessoptimierung bereit.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Produktminiaturisierung bei gleichzeitiger Funktionsintegration ist derzeit ein weltweiter Trend zur Einsparung von Gewicht, Bauraum, Werkstoff und Kosten. Diese Vorteile führen dazu, dass jedes Jahr metallische Mikroteile mit einer Stückzahl von mehreren Milliarden bei steigender Tendenz produziert werden. In der Massenproduktion haben umformtechnische Verfahren technologische, ökonomische und ökologische Vorteile gegenüber konkurrierenden Technologien. Beim Herunterskalieren der Bauteilabmessungen in den Mikrobereich können nicht alle Größen, wie beispielsweise die Mikrostruktur oder die Oberflächentopographie, gemäß der Ähnlichkeitstheorie im gleichen Maße verringert werden. Dies hat zur Folge, dass ab dem Unterschreiten einer bestimmten Abmessung Größeneffekte auftreten, welche die Formgebung, die Prozessstabilität, die Handhabung und die Werkzeugbeanspruchung meist negativ beeinflussen. Besonders bei der mehrstufigen Mikromassivumformung stellen eine inhomogene Formfüllung und eine erschwerte Handhabung die wesentlichen Restriktionen hinsichtlich der Technologieanwendung Umfeld dar. Das mehrstufige Kaltfließpressen aus der Blechebene besitzt das Potenzial, diesen größeneffektbedingten Herausforderungen zu begegnen. Den Potenzialen steht bei einer solchen Prozesskette allerdings ein komplexer dreidimensionaler Werkstofffluss entgegen, welcher einer Vielzahl an Einflussgrößen unterliegt. Vor diesem Hintergrund bestand das übergeordnete Ziel dieser Arbeit darin, ein grundlegendes Prozessverständnis zu schaffen, welches von potenziellen Anwendern zur Prozessoptimierung genutzt werden kann und somit zu einer breiteren Anwendung der Prozesskette im industriellen Umfeld beiträgt. Zur Identifikation von Größeneffekten und zum Erschließen allgemeingültiger Erkenntnisse für alle Größenbereiche, wurden die Versuche nach der Ähnlichkeitstheorie skaliert im Makro- und Mikrobereich durchgeführt. Um einen im Verhältnis zum Versuchsumfang möglichst hohen Erkenntnisgewinn zu generieren, wurde für die Prozessanalyse ein kombinierter experimentell-numerischer Ansatz genutzt.

In Kapitel 5 wurde zunächst ein Prozessfenster erarbeitet und anhand von numerischen Ergebnissen plausibilisiert. Dieses kann zur ersten Abschätzung erreichbarer Pinhöhen sowie der Prozessgrenzen hinsichtlich der Ausformung von stempelseitigen Trichtern genutzt werden. Als untere Grenze für die Pinhöhe dient das Scherschneiden, bei welchem die Pinhöhe gleich der Stempel Eindringtiefe entspricht. Die obere Grenze markiert das Voll-Vorwärts-Fließpressen, da hier der vom Stempel verdrängte Werkstoff

vollständig in die Matrize gepresst wird. Zur Bestimmung der Prozessgrenze hinsichtlich des Beginns der Trichterausformung konnte eine analytische Beziehung zwischen dem Matrizedurchmesser, der Blechdicke und der Stempelindringtiefe erarbeitet werden. Die Basis hierfür bietet die Fließquerschnittstheorie, welche das Verhältnis des über den Prozess abnehmenden radialen Fließquerschnitts zum gleichbleibenden Matrizenquerschnitt berücksichtigt. Für $A_{\text{Radial}} \geq A_{\text{Pin}}$ gilt, dass die radiale Fließgeschwindigkeit betragsmäßig kleiner oder gleich groß ist wie die axiale Fließgeschwindigkeit. Sobald die radiale Querschnittsfläche (A_{Radial}) den Matrizenquerschnitt (A_{Pin}) unterschreitet, ist die radiale Fließgeschwindigkeit in Richtung Kavität höher als die Stempelgeschwindigkeit. Als Folge eilt der radial zufließende Werkstoff mit einer für eine vollständige Formfüllung unzureichenden Menge voraus, wodurch die Trichterausformung resultiert. Dies ist ab dem Unterschreiten einer kritischen Restblechdicke zwischen Stempel und Matrize von 25 % des Matrizedurchmessers der Fall. Weiterhin wurden die Auswirkungen der prozess-, werkstück- und werkzeugseitigen Einflussparameter auf die erzielbare Pinhöhe, die Werkstoffausnutzung und die Werkzeugbeanspruchung dargestellt und anhand des Umformzonen-Prozessmodells plausibilisiert. Allgemeingültig kann formuliert werden, dass jede Maßnahme, welche den Formänderungswiderstand der passiven Umformzone stärkt, den radialen Werkstofffluss in Richtung Kavität und damit die Pinhöhe steigert. Die ausschließliche Vergrößerung der aktiven Umformzone trägt nur in begrenztem Maße zur Erhöhung Werkstoffausnutzung bei, da dadurch der radiale Druck auf die passive Umformzone steigt und dies den unerwünschten Werkstofffluss nach außen in die Blechebene fördert. Zur Prozessoptimierung muss somit stets das Verhältnis zwischen den Formänderungswiderständen der aktiven und der passiven Umformzone berücksichtigt werden.

In Kapitel 6 wurden die Bauteilabmessungen in den Mikrobereich skaliert und hinsichtlich auftretender Größeneffekte analysiert. Beim Pin-Fließpressen treten teilweise Größeneffekte auf, welche anhand des Übergangsschichtmodells plausibilisiert wurden. Die Größeneffekte bewirken tendenziell eine um bis zu 14 % verbesserte Werkstoffausnutzung und eine geringere Trichtertiefe bei einer vergleichbaren Prozessstabilität, weshalb diese, im untersuchten Größenbereich, als unkritisch für die Prozesskette zu bewerten sind. Die grundsätzlichen Wirkzusammenhänge aus Kapitel 5 gelten auch für den Mikrobereich. Für die Ausformung eines Napfes wurde das einstufige kombinierte Pin-Napf-Fließpressen und das Napf-Fließpressen auf den Pin in einer zweiten Umformstufe vergleichend analysiert. Dabei konnte gezeigt werden, dass durch die mehrstufige Strategie die

Napfhöhe erheblich um bis zu 174 % gesteigert werden kann. Somit können durch eine mehrstufige Umformung filigranere Mikrostrukturen hergestellt werden. Im Makro- und im Mikrobereich (Wandstärke 71 μm) liegt die Werkstoffausnutzung beim Napf-Fließpressen in der zweiten Prozessstufe zwischen 84-93 %. Durch einen mikrostrukturell bedingten Größeneffekt wird im Mikrobereich die Werkstoffausnutzung bei der Ausformung einer Wandstärke von 35,5 μm auf lediglich 28 % reduziert. Die Nutzung von ultrafeinkörnigen Werkstoffen kann nicht zur Verbesserung der Formfüllung genutzt werden, da über den geringen Fließspalt die Grenzflächenreibung zwischen Werkzeug und Werkstück gut über den Werkstoff übertragen wird und somit der Formänderungswiderstand zunimmt. Ein ultrafeinkörniger Werkstoff verhindert zwar den durch das Randschichtmodell hemmenden Größeneffekt, jedoch weist dieser gemäß der Hall-Petch-Beziehung eine höhere Fließspannung auf, weshalb auch hier die Grenzflächenreibung gut übertragen wird. Bei der zur Separierung der Bauteile analysierten Mikroscherschneidstufe in Abschnitt 6.3 wurden keine Größeneffekte identifiziert. Insgesamt ist die Prozesskette hinsichtlich der Bauteilqualität, der Prozessstabilität und auch der Werkzeugbeanspruchung als durchführbar zu bewerten.

Die in Kapitel 7 gemachten Handlungsempfehlungen stellen für potenzielle Anwender der Umformmethode ein anwendungsfeldübergreifendes grundlegendes Prozessverständnis mit zahlreichen Einstellmöglichkeiten zur Prozessoptimierung bereit. Darüber hinaus wurden die Übertragbarkeit der Erkenntnisse dieser Arbeit auf Bandmaterial sichergestellt und weitere potenzielle Anwendungsfelder in der Antriebs- und Fügetechnik grundlagenwissenschaftlich erschlossen.

Für die ökonomisch und ökologisch sinnvolle Umsetzung des Verfahrens zur Herstellung metallischer Mikrobauteile im industriellen Maßstab sollte in zukünftigen Forschungsanstrengungen die noch geringe Werkstoffausnutzung weiter gesteigert werden. Denkbar ist hierfür die Integration des Verfahrens in konventionelle Scherschneidprozesse, um den Beschnittabfall konsequent zur Erhöhung der Wertschöpfung zu nutzen. Aber auch die parallele Ausformung von Multi-Pin-Strukturen in Kombination von stoffflusssteuernden Maßnahmen, wie Ringzacken und gradierten Werkstoffeigenschaften, haben das Potenzial die Werkstoffausnutzung auf ein attraktives Niveau zu steigern. Ferner sollte die nachgewiesene prinzipielle Machbarkeit der Prozesskette im Labormaßstab durch die Skalierung der Umformgeschwindigkeit auf hoch dynamische Prozesse in einer Schnellläuferpresse für die Massenproduktion bestätigt werden.

9 Summary and outlook

Product miniaturization with a simultaneous function integration is a global trend to save weight, space, material and costs. These benefits lead to a production volume of several billion metallic micro parts every year. In mass production, forming processes offer technological, economical and ecological advantages compared to competitive technologies. When scaling down the part dimensions into the micro range, not all quantities, such as the microstructure or the surface topography, can be reduced in the same proportion according to the similarity theory. As a result, size effects occur once a certain dimension is undershot. These usually negatively influence the forming, the process stability, the handling and the tool stress. Especially in the case of multi-stage bulk microforming, an inhomogeneous die filling and a difficult handling are the main restrictions with regard to the application of the technology in the industrial environment.

The multi-stage cold extrusion from sheet metal plane offers the potential to meet these size-effect-related challenges by considerably simplifying the handling of the sheet metal strip and reducing the inhomogeneous material flow through a process-related grain refinement. Nevertheless, the potentials of such a process chain are countered by a complex three-dimensional material flow, which is affected by multiple influencing variables. Considering this, the major goal of this work was to create a fundamental process understanding for cold extrusion of metallic pin-structures from sheet metal, which can be used by potential users for process optimization in order to contribute to a broader application of the process chain in industry. To identify size effects and to gain general knowledge for a broad size range, the experiments were scaled according to the similarity theory in the macro and micro scale. To generate a maximum gain of knowledge in relation to the extent of experiments, a combined numerical-experimental approach was used for the process analysis.

In chapter 5, a process window for pin-extrusion was first developed and checked for plausibility by using numerical results. This can be used for an initial estimation of achievable pin heights as well as the process limits with regard to funnel formation. Conventional shear cutting, in which the pin height is equal to the punch penetration depth, provides the lower boundary for the pin heights. The upper limit is marked by conventional full forward extrusion, since here the material displaced by the punch is completely pressed into the die. To determine the process limit with regard to the occurrence of funnel formation, an analytical relationship between the

die diameter, the sheet thickness as well as the punch penetration depth has been elaborated. This is based on the flow cross-section theory, which takes into account the ratio of the decreasing radial flow cross-section throughout the process to the constant die cross-section. For $A_{\text{Radial}} \geq A_{\text{Pin}}$, the radial flow velocity is quantitatively smaller than or equal to the axial flow velocity. As soon as the radial cross-sectional area (A_{Radial}) falls below the die cross-section (A_{Pin}), the radial flow velocity in the direction of the cavity is higher than the punch velocity. As a result, the radially inflowing material rushes ahead with an insufficient amount of material for complete die filling. Thus, the funnel formation is caused. This is the case once the critical residual sheet thickness between the punch and the die falls below 25 % of the die diameter. In addition, the effects of the process-, workpiece- and tool-related influencing parameters on the achievable pin heights, the material utilization and the tool stress during pin extrusion from sheet metal plane are shown and plausibility is verified by means of the active-passive forming zone process model. In general, it can be concluded that every measure that increases the forming resistance of the passive forming zone enhances the radial material flow in the direction of the die cavity and thus raises the pin height. The sole enlargement of the active forming zone contributes with a certain extent to a better material utilization, since the radial pressure on the passive forming zone rises. This results in an increase of the undesired material flow towards the outside. Thus, for a process optimization, the ratio between the deformation resistances of the active and the passive forming zone must always be taken into account.

In chapter 6, the part dimensions was scaled down to the micro scale and analyzed with regard to size effects. During pin-extrusion, size effects occur in some cases, which were plausibility checked by the transition layer model. The size effects tend to improve material utilization by up to 14 % and reduce funnel depths at a comparable process stability. For this reason, they are not critical for the process chain within the investigated size range. The fundamental interdependencies from chapter 5 also apply to the micro scale. For cup forming, the single-stage combined pin-cup-extrusion, as well as the cup-extrusion onto the pin in a second forming stage, were analyzed comparatively. It was demonstrated that the multi-stage strategy increases the cup height remarkably by up to 174 %. Thus, more filigree microstructures can be fabricated by multi-stage forming. In the macro and micro scale (wall thickness 71 μm), the material utilization for cup-extrusion in the second process stage ranges between 84-93 %. Due to a microstructural size effect, the material utilization in micro scale production drops to only 28 % when forming a wall thickness of 35.5 μm . The use of

ultra-fine-grained materials cannot be used to enhance the die filling, since the interfacial friction between the die and the workpiece is transferred well across the material through the small flow gap. Consequently, the deformation resistance increases. Although an ultra-fine-grained material prevents the size effect of the boundary layer model, it exhibits a higher yield stress according to the Hall-Petch relation. Thus, the boundary surface friction is also transferred well here. For the micro-shear cutting stage, which was analyzed for the separation of the micro parts in section 6.3, no size effects were detected. Overall, the process chain can be assessed as feasible in terms of part quality, process stability and tool stress.

The recommended procedures in chapter 7 offer potential users of the forming method a basic understanding of the process across all fields of application with numerous setting options for optimizing the process. In addition, the transferability of the findings of this work to strip material was ensured and further potential fields of application in the drive and joining technology were addressed from a scientific point of view.

For the implementation of the process to produce metallic micro parts in industrial scale in an economically and ecologically sensible way, the still low material utilization should be further increased by future research efforts. It is conceivable to integrate the process into conventional shearing processes in order to consistently use the trimming waste for increasing the added value. In addition, the simultaneous forming of multi-pin-structures in combination with material flow control measures such as knife-edge rings and graded material properties offer the potential to raise the material efficiency to an attractive level. Beyond this, the feasibility of the process chain for mass production on a high speed press by scaling up the forming speed to a high dynamic process should be proven.

10 Literaturverzeichnis

- [1] Zhao, J.: *Microforming Technology - Theory, Simulation and Practice*. Elsevier Science & Technology, 2017
- [2] Bullinger, H.-J.; Heisel, U.; Pritschow, G.; Westkämper, E.: *FTK 2000*. Springer Berlin Heidelberg, 2000
- [3] *Micro-Electro-Mechanical System (MEMS) Market – Global Industry Trends and Forecast to 2028*, URL: <https://www.databridgemarketresearch.com/reports/global-micro-electro-mechanical-system-mems-market>; [27.05.2021]
- [4] Slatter, R.: *Mikroantriebe in der Praxis*. Antriebstechnik, (2004)
- [5] Thomy, C.; Wilhelmi, P.; Onken, A.-K.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.; Tracht, K.; Rippel, D.; Lütjen, M.; Freitag, M.: *Process Design*. In: Vollertsen, F.; Friedrich, S.; Kuhfuß, B.; Maaß, P.; Thomy, C.; Zoch, H.-W. (Hrsg.): *Cold Micro Metal Forming*. Springer International Publishing, 2020, S. 95–132
- [6] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. Springer Berlin Heidelberg, 2010
- [7] Geiger, M.; Kleiner, M.; Eckstein, R.; Tiesler, N.; Engel, U.: *Microforming*. *CIRP Annals* 50(2001)2, S. 445–462
- [8] Meng, B.; Fu, M. W.; Shi, S. Q.: *Deformation characteristic and geometrical size effect in continuous manufacturing of cylindrical and variable-thickness flanged microparts*. *Journal of Materials Processing Technology* 252(2018)Part A, S. 546–558
- [9] Vollertsen, F.: *Categories of size effects*. *Prod. Eng. Res. Devel.* 2(2008)4, S. 377–383
- [10] Jiang, Z.; Zhao, J.; Xie, H.: *Chapter 3 - Scaling Laws*. In: Jiang, Z.; Zhao, J.; Xie, H. (Hrsg.): *Microforming technology - Theory, simulation and practice*. Academic Press, 2017, S. 53–71
- [11] Hirota, K.: *Fabrication of micro-billet by sheet extrusion*. *Journal of Materials Processing Technology* 191(2007)1–3, S. 283–287
- [12] Alting, L.; Kimura, F.; Hansen, H. N.; Bissacco, G.: *Micro Engineering*. *CIRP Annals* 52(2003)2, S. 635–657
- [13] Qin, Y.: *Overview of Micro-manufacturing: Micromanufacturing Engineering and Technology*. Elsevier, 2015, S. 1–33

- [14] Järvenpää, E.; Heikkilä, R.; Siltala, N.; Prusi, T.; Tuokko, R.: Microfactories: Micromanufacturing Engineering and Technology. Elsevier, 2015, S. 549–579
- [15] Okazaki, Y.; Mishima, a. N.; Ashida, K.: Microfactory—Concept, History, and Developments. Journal of Manufacturing Science and Engineering 126(2004)4, S. 837–844
- [16] Okazaki, Y.: Microfactories -A New Methodology for Sustainable Manufacturing-. Int. J. Automation Technol. 4(2010)2, S. 82–87
- [17] DIN 8580, Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung - = Manufacturing processes - terms and definitions, division. Deutsches Institut für Normung. Beuth Verlag GmbH, 2022
- [18] Bhattacharyya, B.; Doloi, B.: Micromachining processes: Modern Machining Technology. Elsevier, 2020, S. 593–673
- [19] Masuzawa, T.: State of the Art of Micromachining. CIRP Annals 49(2000)2, S. 473–488
- [20] Balázs, B. Z.; Geier, N.; Takács, M.; Davim, J. P.: A review on micromilling: recent advances and future trends. Int J Adv Manuf Technol 112(2021)3-4, S. 655–684
- [21] Kang, H.-J.; Ahn, S.-H.: Fabrication and Characterization of Microparts by Mechanical Micromachining: Precision and Cost Estimation. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 221(2007)2, S. 231–240
- [22] Kahnis, P.: Analyse von Größeneinflüssen bei einer Herabskalierung des Fräsprozesses in den Mikrobereich - Zugl.: Dortmund, Techn. Univ., Diss., 2008: Schriftenreihe des ISF, Bd. 45. Vulkan-Verl., 2008
- [23] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: Einführung in die Zerspantechnik. In: Denkena, B.; Tönshoff, H. K. (Hrsg.): Spanen. Springer Berlin Heidelberg, 2011, S. 1–19
- [24] Luo, X.; Cheng, K.; Webb, D.; Wardle, F.: Design of ultraprecision machine tools with applications to manufacture of miniature and micro components. Journal of Materials Processing Technology 167(2005)2-3, S. 515–528
- [25] Thomas, D.: Nanotechnologie in der Zerspaltung am Beispiel Mikrofräsen, 2004, URL: <https://mav.industrie.de/allgemein/nanotechnologie-in-der-zerspaltung-am-beispiel-mikrofraesen/#slider-intro-6>; [16.01.2022]

- [26] Liu, K.; Melkote, S. N.: Effect of plastic side flow on surface roughness in micro-turning process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46(2006)14, S. 1778–1785
- [27] Chae, J.; Park, S. S.; Freiheit, T.: Investigation of micro-cutting operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46(2006)3-4, S. 313–332
- [28] Rahman, M.; Asad, A.; Masaki, T.; Saleh, T.; Wong, Y. S.; Senthil Kumar, A.: A multiprocess machine tool for compound micromachining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50(2010)4, S. 344–356
- [29] Wang, Y.; Zou, B.; Yin, G.: Wear mechanisms of Ti(C₇N₃)-based cermet micro-drill and machining quality during ultra-high speed micro-drilling multi-layered PCB consisting of copper foil and glass fiber reinforced plastics. *Ceramics International* 45(2019)18, S. 24578–24593
- [30] Schmid, F.: Elektrische Antriebssysteme – Weltrekord von Forschern der ETH Zürich, 2008, URL: <https://www.innovations-report.de/fachgebiete/energie-und-elektrotechnik/elektrische-antriebssysteme-weltrekord-forschern-122344/>
- [31] Vaezi, M.; Seitz, H.; Yang, S.: A review on 3D micro-additive manufacturing technologies. *Int J Adv Manuf Technol* 67(2013)5-8, S. 1721–1754
- [32] Uhlmann, E.; Piltz, S.; Doll, U.: Machining of micro/miniature dies and moulds by electrical discharge machining—Recent development. *Journal of Materials Processing Technology* 167(2005)2-3, S. 488–493
- [33] Schumacher, B. M.: After 60 years of EDM the discharge process remains still disputed. *Journal of Materials Processing Technology* 149(2004)1-3, S. 376–381
- [34] Rajurkar, K. P.; Levy, G.; Malshe, A.; Sundaram, M. M.; McGeough, J.; Hu, X.; Resnick, R.; DeSilva, A.: Micro and Nano Machining by Electro-Physical and Chemical Processes. *CIRP Annals* 55(2006)2, S. 643–666
- [35] Pham, D.; Dimov, S.; Bigot, S.; Ivanov, A.; Popov, K.: Micro-EDM—recent developments and research issues. *Journal of Materials Processing Technology* 149(2004)1-3, S. 50–57

- [36] Bhattacharyya, B.; Munda, J.; Malapati, M.: Advancement in electro-chemical micro-machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44(2004)15, S. 1577–1589
- [37] Liu, Z.; Gao, C.; Zhao, J.: *Microelectrochemical machining: Microfabrication and Precision Engineering*. Elsevier, 2017, S. 143–162
- [38] Zeng, Z.; Wang, Y.; Wang, Z.; Shan, D.; He, X.: A study of micro-EDM and micro-ECM combined milling for 3D metallic micro-structures. *Precision Engineering* 36(2012)3, S. 500–509
- [39] Rota, A.; Duong, T. V.; Hartwig, T.: Micro powder metallurgy for the replicative production of metallic microstructures. *Microsystem Technologies* 8(2002)4-5, S. 323–325
- [40] Imgrund, P.; Rota, A.; Petzoldt, F.; Simchi, A.: Manufacturing of multi-functional micro parts by two-component metal injection moulding. *Int J Adv Manuf Technol* 33(2007)1-2, S. 176–186
- [41] Loh, N. H.; Tor, S. B.; Tay, B. Y.; Murakoshi, Y.; Maeda, R.: Micro Powder Injection Molding of Metal Microstructures. *MSF* 426-432(2003), S. 4289–4294
- [42] Dimov, S. S.; Matthews, C. W.; Glanfield, A.; Dorrington, P.: A roadmapping study in Multi-Material Micro Manufacture: 4M 2006 - Second International Conference on Multi-Material Micro Manufacture. Elsevier, 2006, S. xi–xxv
- [43] Attia, U. M.; Alcock, J. R.: A review of micro-powder injection moulding as a microfabrication technique. *Microsystem Technologies* 21(2011)4, S. 1–22
- [44] Piotter, V.: *Micro metal injection molding (MicroMIM): Handbook of Metal Injection Molding*. Elsevier, 2012, S. 307–337
- [45] Liu, Z.; Loh, N.; Tor, S.; Khor, K.; Murakoshi, Y.; Maeda, R.; Shimizu, T.: Micro-powder injection molding. *Journal of Materials Processing Technology* 127(2002)2, S. 165–168
- [46] Nishiyabu, K.; Kakishita, K.; Tanaka, S.: Micro Metal Injection Molding Using Hybrid Micro/Nano Powders. *MSF* 534-536(2007), S. 381–384
- [47] Becker, E. W.; Ehrfeld, W.; Hagmann, P.; Maner, A.; Münchmeyer, D.: Fabrication of microstructures with high aspect ratios and great structural heights by synchrotron radiation lithography, galvanofarming, and plastic moulding (LIGA process). *Microelectronic Engineering* 4(1986)1, S. 35–56

- [48] Menz, W.: Mikrosystemtechnik für Ingenieure. John Wiley & Sons, 2012, 3rd ed. (Online-Ausg.)
- [49] Kirsch, U.; Degen, R.: Mikrobauteile präzise produzieren. Journal für Oberflächentechnik, (2007)¹
- [50] Ehrfeld, W. (Hrsg.): Handbuch Mikrotechnik. Hanser, 2002
- [51] Vasco, J. C.; André, N.; Bártolo, P.: Micro-fabrication: The state-of-the-art. Conference: Virtual Modelling and Rapid Manufacturing - Advanced Research in Virtual and Rapid Prototyping, (2005), S. 483-490
- [52] Kirsch, U.; Degen, R.: Direkt-LIGA-Verfahren. Journal für Oberflächentechnik, (2007)¹
- [53] Lin, C.-H.: LIGA-Like Techniques. In: Li, D. (Hrsg.): Encyclopedia of Microfluidics and Nanofluidics. Springer US, 2008, S. 1003-1005
- [54] Arentoft, M.; Eriksen, R. S.; Hansen, H. N.: Micro-bulk Forming: Micromanufacturing Engineering and Technology. Elsevier, 2015, S. 277-297
- [55] Hoffmann, H.: Handbuch Umformen: Edition Handbuch der Fertigungstechnik. Hanser Verlag, 2012
- [56] Engel, U.; Eckstein, R.: Microforming—from basic research to its realization. Journal of Materials Processing Technology 125-126(2002)², S. 35-44
- [57] Lai, X.; Peng, L.; Hu, P.; Lan, S.; Ni, J.: Material behavior modelling in micro/meso-scale forming process with considering size/scale effects. Computational Materials Science 43(2008)⁴, S. 1003-1009
- [58] Trzepieciński, T.: Recent Developments and Trends in Sheet Metal Forming. Metals 10(2020)⁶, S. 1-54
- [59] Vollertsen, F.; Biermann, D.; Hansen, H. N.; Jawahir, I. S.; Kuzman, K.: Size effects in manufacturing of metallic components. CIRP Annals 58(2009)², S. 566-587
- [60] Metal forming handbook. Schuler GmbH. Springer-Verlag, 1998
- [61] Kopp, R.; Wiegels, H.: Einführung in die Umformtechnik. Verl der Augustinus-Buchh, 1998, 1. Aufl.
- [62] Pawelski, O.: Beitrag zur Ähnlichkeitstheorie der Umformtechnik. Archiv für das Eisenhüttenwesen 35(1964)¹, S. 27-36
- [63] Meßner, A.: Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile - Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung ; Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie - Zugl.: Erlangen,

- Nürnberg, Univ., Diss., 1997: Fertigungstechnik - Erlangen, Bd. 75. Meisenbach, 1998
- [64] Vollertsen, F.: Size Effects in Micro Forming. KEM 473(2011), S. 3–12
- [65] Dhal, A.; Panigrahi, S. K.; Shunmugam, M. S.: Achieving excellent microformability in aluminum by engineering a unique ultrafine-grained microstructure. Scientific reports 9(2019)1, S. 1–12
- [66] Fu, M. W.; Chan, W. L.: A review on the state-of-the-art microforming technologies. Int J Adv Manuf Technol 67(2013)9-12, S. 2411–2437
- [67] Tiesler, N.: Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile. Meisenbach, 2002
- [68] Xu, J.; Zhu, X.; Shan, D.; Guo, B.; Langdon, T. G.: Effect of grain size and specimen dimensions on micro-forming of high purity aluminum. Materials Science and Engineering: A 646(2015), S. 207–217
- [69] Krishnan, N.; Cao, J.; Dohda, K.: Study of the Size Effect on Friction Conditions in Microextrusion—Part I: Microextrusion Experiments and Analysis. Journal of Materials Processing Technology 129(2007)4, S. 669–676
- [70] Geißdörfer, S.: Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation. Meisenbach, 2019
- [71] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe: SpringerLink Bücher. Vieweg+Teubner, 2008, 3., durchgesehene und korrigierte Auflage
- [72] Hornbogen, E.; Warlimont, H.: Metalle - Struktur und Eigenschaften der Metalle und Legierungen. Springer Berlin Heidelberg, 2016, 6. Aufl. 2016
- [73] Brinksmeier, E.; Rentsch, R.; Sackmann, T.: Umformverhalten von Kupfereinkristallen. Journal of Heat Treatment and Material, (2003)58, S. 218–222
- [74] Schmid, E.; Boas, W.: Kristallplastizität - Mit Besonderer Berücksichtigung der Metalle: Struktur und Eigenschaften der Materie, Eine Monographiensammlung, Bd. 17. Springer Berlin Heidelberg, 1935
- [75] McAdam, D.; Geil, G.; Woodard, D.; Jenkins, W.: Influence of size and the stress system on the flow stress and fracture stress of metals. Technical Publication, Class E, Metals Technology 1948(1948)2373, S. 1–19
- [76] Engel, U.; Egerer, E.: Basic Research on Cold and Warm Forging of Microparts. KEM 233-236(2003), S. 449–456

- [77] Wang, C.; Wang, C.; Xu, J.; Zhang, P.; Shan, D.; Guo, B.: Interactive effect of microstructure and cavity dimension on filling behavior in micro coining of pure nickel. *Scientific reports* 6(2016), S. 1–10
- [78] Dietrich, J.: *Praxis der Umformtechnik - Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen*. Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2018, 12th ed.
- [79] Parasiz, S. A.; Kinsey, B.; Krishnan, N.; Cao, J.; Li, M.: Investigation of Deformation Size Effects During Microextrusion. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 129(2007)4, S. 690–697
- [80] Hall, E. O.: The Deformation and Ageing of Mild Steel: III Discussion of Results. *Proc. Phys. Soc. B* 64(1951)9, S. 747–753
- [81] Petch, N. J.: The Cleavage Strength of Polycrystals. *Journal of the Iron and Steel Institute*, (1953)174, S. 25–28
- [82] Krishnan, N.: Friction in Microforming. In: Wang, Q. J.; Chung, Y.-W. (Hrsg.): *Encyclopedia of Tribology*. Springer US, 2013, S. 1334–1338
- [83] Jeswiet, J.; Geiger, M.; Engel, U.; Kleiner, M.; Schikorra, M.; Duflou, J.; Neugebauer, R.; Bariani, P.; Bruschi, S.: Metal forming progress since 2000. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 1(2008)1, S. 2–17
- [84] Guo, B.; Gong, F.; Wang, C.; Shan, D.: Size effect on friction in scaled down strip drawing. *J Mater Sci* 45(2010)15, S. 4067–4072
- [85] Vollertsen, F.; Hu, Z.; Niehoff, H.; Theiler, C.: State of the art in micro forming and investigations into micro deep drawing. *Journal of Materials Processing Technology* 151(2004)1-3, S. 70–79
- [86] Wang, C.; Guo, B.; Shan, D.: Friction related size-effect in microforming – a review. *Manufacturing Rev.* 1(2014), S. 23
- [87] Razali, A. R.; Qin, Y.: A Review on Micro-manufacturing, Micro-forming and their Key Issues. *Procedia Engineering* 53(2013), S. 665–672
- [88] Fearing, R. S. (Hrsg.): *Proceedings 1995 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. Human Robot Interaction and Cooperative Robots*, 1995
- [89] Engel, U.; Rosochowski, A.; Geißdörfer, S.; Olejnik, L.: *Microforming and Nanomaterials: Advances in Material Forming*. Springer Paris, 2007, S. 99–124
- [90] Kuhfuss, B.; Schattmann, C.; Jahn, M.; Schmidt, A.; Vollertsen, F.; Moumi, E.; Schenck, C.; Herrmann, M.; Ishkina, S.; Rathmann, L.;

- Heinrich, L.: Micro Forming Processes. In: Vollertsen, F.; Friedrich, S.; Kuhfuß, B.; Maaß, P.; Thomy, C.; Zoch, H.-W. (Hrsg.): Cold Micro Metal Forming. Springer International Publishing, 2020, S. 27–94
- [91] VDI-RICHTLINIEN VDI 2731:2009-04: Mikrogetriebe.
- [92] Xu, J.; Wang, X.; Wang, C.; Yuan, L.; Chen, W.; Bao, J.; Su, Q.; Xu, Z.; Wang, C.; Wang, Z.; Shan, D.; Guo, B.: A Review on Micro/Nanofor-
ming to Fabricate 3D Metallic Structures. *Advanced materials* (Deer-
field Beach, Fla.) 2021(2021)6, S. 1-22
- [93] Rosochowski, A.; Presz, W.; Olejnik, L.; Richert, M.: Micro-extrusion
of ultra-fine grained aluminium. *Int J Adv Manuf Technol* 33(2007)1-
2, S. 137–146
- [94] Segal, V. M.: Equal channel angular extrusion: from macromechanics
to structure formation. *Materials Science and Engineering: A*
271(1999)1-2, S. 322–333
- [95] Saito, Y.; Tsuji, N.; Utsunomiya, H.; Sakai, T.; Hong, R. G.: Ultra-fine
grained bulk aluminum produced by accumulative roll-bonding
(ARB) process. *Scripta Materialia* 39(1998)9, S. 1221–1227
- [96] Valiev, R. Z.; Estrin, Y.; Horita, Z.; Langdon, T. G.; Zechetbauer, M. J.;
Zhu, Y. T.: Producing bulk ultrafine-grained materials by severe plas-
tic deformation. *JOM* 58(2006)4, S. 33–39
- [97] Presz, W.; Rosochowski, A.: The influence of grain size on surface
quality of microformed components. In: Juster, N. (Hrsg.): ESAFORM
2006 - Glasgow, United Kingdom April 26 - 28, 2006. Akapit, 2006, S.
587–590
- [98] Xu, J.; Zhu, X.; Shi, L.; Shan, D.; Guo, B.; Langdon, T. G.: Micro-Form-
ing Using Ultrafine-Grained Aluminum Processed by Equal-Channel
Angular Pressing. *Adv. Eng. Mater.* 17(2015)7, S. 1022–1033
- [99] Pradeep Raja, C.; Ramesh, T.: Influence of size effects and its key is-
sues during microforming and its associated processes – A review.
Engineering Science and Technology, an International Journal
24(2021)2, S. 556–570
- [100] Sanchez-Salmeron, A. J.; Lopez-Tarazon, R.; Guzman-Diana, R.;
Ricolfe-Viala, C.: Recent development in micro-handling systems for
micro-manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*
167(2005)2-3, S. 499–507

- [101] Danuser, G.; Pappas, I.; Vögeli, B.; Zesch, W.; Dual, J.: Manipulation of microscopic objects with nanometer precision: potentials and limitations in nano-robot design. *Int. J. Robotics Res.* 1997(1997)
- [102] Wang, C.; Guo, B.; Shan, D.; Bai, X.: Tribological behaviors of DLC film deposited on female die used in strip drawing. *Journal of Materials Processing Technology* 213(2013)3, S. 323–329
- [103] Flosky, H.; Vollertsen, F.: Wear Behavior of a DLC-Coated Blanking and Deep Drawing Tool Combination. *KEM* 549(2013), S. 511–517
- [104] SONDERDATENBLATT - Sorte CTS06D. CERATIZIT HARD MATERIAL SOLUTIONS, (2018), S. 1–2
- [105] Ghassemali, E.; Jarfors, A. E. W.; Tan, M.-J.; Lim, S. C. V.: On the microstructure of micro-pins manufactured by a novel progressive microforming process. *Int J Mater Form* 6(2013)1, S. 65–74
- [106] Merklein, M.; Stellin, T.; Engel, U.: Experimental Study of a Full Forward Extrusion Process from Metal Strip. *KEM* 504-506(2012), S. 587–592
- [107] Hirota, K.; Michitsuji, K.: Deformation behavior in boss forming with small punch/die diameter ratio. *Journal of Materials Processing Technology* 216(2015)Special Edition, S. 294–301
- [108] Ghassemali, E.; Tan, M.-J.; Jarfors, A. E. W.; Lim, S. C. V.: Progressive microforming process: towards the mass production of micro-parts using sheet metal. *Int J Adv Manuf Technol* 66(2013)5-8, S. 611–621
- [109] Ghassemali, E.; Jarfors, A.; Tan, M. J.; Lim, S. C. V.: Dead-zone formation and micro-pin properties in progressive microforming process: Special edition: 10th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2011 - Held in Aachen, Germany on September 25th - 30th, 2011. *Verl. Stahleisen GmbH*, 2011, S. 1014–1019
- [110] Ghassemali, E.; Tan, M.-J.; Wah, C. B.; Jarfors, A. E.; Lim, S.: Grain size and workpiece dimension effects on material flow in an open-die micro-forging/extrusion process. *Materials Science and Engineering: A* 582(2013), S. 379–388
- [111] Stellin, T.; Engel, U.; Merklein, M.: Experimental and Numerical Investigation on a Full Forward Extrusion Process from Metal Strip. In: Noll, H.; Adamovic, N.; Dimov, S. (Hrsg.) 9th International Conference on Multi-Material Micro Manufacture. *Research Publishing Services*, 2012, S. 163–166

- [112] Lim, S. C.; Aue-U-Lan, Y.; Atsushi, D.; Chew, M. Q.; Wong, C. C.: Process and Material Property Effects in the Progressive Forming of Micro-Pins. *KEM* 447-448(2010), S. 432-436
- [113] Ghassemali, E.; Tan, M.-J.; Jarfors, A. E.; Lim, S.: Optimization of axisymmetric open-die micro-forging/extrusion processes: An upper bound approach. *International Journal of Mechanical Sciences* 71(2013), S. 58-67
- [114] Meng, B.; Fu, M. W.; Fu, C. M.; Chen, K. S.: Ductile fracture and deformation behavior in progressive microforming. *Materials & Design* 83(2015), S. 14-25
- [115] Zheng, J.-Y.; Shi, S. Q.; Fu, M. W.: Progressive microforming of pin-shaped plunger parts and the grain size effect on its forming quality. *Materials & Design* 187(2020)2, S. 1-13
- [116] N., N.: Werkstoff Datenblatt Cu-OFE. Aurubis AG (Hrsg.), 2003
- [117] DIN EN ISO DIN EN ISO 643:2020: Stahl – Mikrophotographische Bestimmung der erkennbaren Korngröße.
- [118] DIN EN ISO DIN EN ISO 6892-1:2020: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2019.
- [119] DIN DIN 50125:2016: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben.
- [120] Merklein, M.; Gödel, V.: Characterization of the flow behavior of deep drawing steel grades in dependency of the stress state and its impact on fea. *Int J Mater Form* 2(2009)S1, S. 415-418
- [121] DIN EN DIN EN 843-2:2007: Hochleistungskeramik – Mechanische Eigenschaften monolithischer Keramik bei Raumtemperatur – Teil 2: Bestimmung des Elastizitätsmoduls, Schubmoduls und der Poissonzahl.
- [122] Herrmann, J.; Merklein, M.: Improvement of deep drawability of ultra-fine grained 6000 series aluminum alloy by tailored heat treatment. *Procedia Manufacturing* 15(2018), S. 976-983
- [123] Stellin, T.: Design of manufacturing processes for the cold bulk forming of small metal components from metal strip - Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2017
- [124] Mahmudah, A.; Kiswanto, G.; Priadi, D.: Fabrication of punch and die of micro-blanking tool. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 215(2017), S. 1-9

- [125] ICFG Document 6/82: General recommendations for design, manufacture and operational aspects of cold extrusion tools for steel components. International Cold Forging Group 1967-1992 - Objectives, History, Published Documents, (1992), Bamberg
- [126] N., N.: CF-20HP und CF-S18Z. Form+Werkzeug, (2012)06/2012
- [127] N., N.: Benutzerhandbuch 3D-Laserscanningmikroskop - VK-X100K/X105/X110 VK-X200K/X210, Osaka, 2011
- [128] Vierzigmann, H. U.: Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung - Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2015
- [129] DIN EN ISO 4287:2010-07: DIN EN ISO 4287:2010-07, Geometrische Produktspezifikation (GPS)_- Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren_- Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit (ISO_4287:1997_+ Cor_1:1998_+ Cor_2:2005_+ Amd_1:2009); Deutsche Fassung EN_ISO_4287:1998_+ AC:2008_+ A1:2009.
- [130] DIN EN ISO DIN EN ISO 4288:1998-04: DIN EN ISO 4288:1998-04, Geometrische Produktspezifikation (GPS)_- Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren_- Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit (ISO_4288:1996); Deutsche Fassung EN_ISO_4288:1997.
- [131] DIN EN ISO DIN EN ISO 6507-1:2018-01:2018-01: DIN EN ISO 6507-1:2018-01 Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren.
- [132] Hockett, J. E.; Sherby, O. D.: Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23(1975)2, S. 87-98
- [133] Fließpressen - Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke: SpringerLink Bücher. Springer Berlin Heidelberg, 2008
- [134] Barrot, C.: Prognosegütemaße. In: Albers, S.; Klapper, D.; Konradt, U.; Walter, A.; Wolf, J. (Hrsg.): Methodik der empirischen Forschung. Gabler, 2007, S. 417-430
- [135] Avitzur, B.: Analysis of Central Bursting Defects in Extrusion and Wire Drawing. Journal of Engineering for Industry 90(1968)1, S. 79-90
- [136] Handbook of workability and process design. ASM International:, 2010

- [137] N., N.: Eigenschaften - Produkt - Was sind die Produkteigenschaften?, 2022, URL: [https://www.gcfg.org/technologie/produkt;](https://www.gcfg.org/technologie/produkt; [07.08.2022]) [07.08.2022]
- [138] Coulomb, C. A.: Théorie des machines simples - En ayant égard au frottement de leurs parties et a la roideur des cordages. Bachelier, 1821, Nouv. éd
- [139] Burgdorf, M.: Untersuchungen über das Stauchen und Zapfenpressen - Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 1966: Berichte aus dem Institut für Umformtechnik, Bd. 5. Girardet, 1966
- [140] Vierzigmann, H. U.; Merklein, M.; Engel, U.: Friction Conditions in Sheet-Bulk Metal Forming. Procedia Engineering 19(2011)1, S. 377-382
- [141] Macherauch, E.: Praktikum in Werkstoffkunde - Skriptum Für Maschinenbauer, Verfahrenstechniker, Elektrotechniker, Metall- und Werkstoffkundler, Eisenhüttenleute, Umformtechniker: Uni-Texte Ser. Springer Vieweg. in Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 1972, 2nd ed.
- [142] Graß, F.: Beitrag zur Verarbeitung hochmanganhaltiger TWIP-Stähle in Stahlmischverbindung mittels Laserstrahlschweißen - Dissertation. Technische Universität Clausthal, 2019
- [143] Twardowski, R.: Mikrostrukturelle Beschreibung von Verformung und Schädigung hochmanganhaltiger Stähle mit TRIP- und TWIP-Effekt - Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2013. Hochschulbibliothek der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2014
- [144] Martin, S.; Wolf, S.; Martin, U.; Krüger, L.; Rafaja, D.: Deformation Mechanisms in Austenitic TRIP/TWIP Steel as a Function of Temperature. Metall and Mat Trans A 47(2016)1, S. 49-58
- [145] DIN EN ISO DIN EN ISO 10275:2020-08: Metallische Werkstoffe – Blech und Band – Bestimmung des Verfestigungsexponenten im Zugversuch.
- [146] Merklein, M.; Kuppert, A.: A method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior. Int J Mater Form 2(2009)S1, S. 483-486
- [147] Siebel, E.: Die Formgebung im bildsamen Zustande - Theoretische Grundlagen der technischen Formgebungsverfahren. Stahleisen, 1932
- [148] Siegert, K. (Hrsg.): Blechumformung - Verfahren, Werkzeuge und Maschinen. Springer Berlin Heidelberg;, 2015

- [149] Fritsch, C.: Einfluss der Prozessparameter auf das Feinschneiden von Aluminiumlegierungen - Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2002: utg-Forschungsberichte, Bd. 19. Hieronymus, 2002, Als Typoskript gedruckt
- [150] Schmidt, R.-A. (Hrsg.): Umformen und Feinschneiden - Handbuch für Verfahren, Stahlwerkstoffe, Teilgestaltung. Hanser, 2007
- [151] Lange, K.: Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Springer Berlin Heidelberg, 1988
- [152] N., N.: Spezifikation Hartmetalle - Eine kleine Auswahl unserer Produktleistung. TRANSCERAM HIGH PRECISION (Hrsg.), URL: https://www.transceram.de/tn-media/resources/Werkstoffe/Spezifikation_div_Materialien.pdf; [14.06.2023]
- [153] N., N.: SORTENDATENBLATT Sorte CF-S18Z. CERATIZIT Deutschland GmbH (Hrsg.), 2022
- [154] WANG, C.; Guo, B.; SHAN, D.: Polycrystalline model for FE-simulation of micro forming processes. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 2011(2011)6, S. 1362-1366
- [155] Geers, M.; Brekelmans, W.; Janssen, P.: Size effects in miniaturized polycrystalline FCC samples: Strengthening versus weakening. International Journal of Solids and Structures 43(2006)24, S. 7304-7321
- [156] Zhai, J.; Guan, Y.; Zhao, Y.; Liu, Y.; Chen, F.: Modification of the surface layer model and establishment of the surface layer thickness model of pure copper. Journal of Manufacturing Processes 89(2023)174, S. 182-193
- [157] Schrader, T.; Shirgaokar, M.; Altan, T.: A critical evaluation of the double cup extrusion test for selection of cold forging lubricants. Journal of Materials Processing Technology 189(2007)1-3, S. 36-44
- [158] Gottstein, G.: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik. Springer Berlin Heidelberg, 2014
- [159] Dipper, M.: Das Fließpressen von Hülsen in Rechnung und Versuch. Verl. Stahleisen, 1949
- [160] Deng, J. H.; Fu, M. W.; Chan, W. L.: Size effect on material surface deformation behavior in micro-forming process. Materials Science and Engineering: A 528(2011)13-14, S. 4799-4806
- [161] Bay, N.: Mechanisms producing metallic bonds in cold welding. Welding Journal 1983(1983)62, S. 137-142

- [162] Qin, Y.; W.A., W.-N.; Zhao, J.: Forming of Micro-sheet Metal Components: Micromanufacturing Engineering and Technology. Elsevier, 2015, S. 299–322

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Kraus, M.; Andreas, K.; Stellin, T.; Engel, U.; Merklein, M.: *Modification of Tribological Conditions for Influencing the Material Flow in Bulk Forming of Microparts from Sheet Metal*. In: *AIP Conference Proceedings (20th International ESAFORM Conference on Material Forming)* 1896 (2017), DOI: 10.1063/1.5007959
- [P2] Kraus, M.; Hufnagel, T.; Merklein, M.: *Verification of the Accuracy of FE-Models in Bulk-Forming of Micropins from Sheet Metal*. In: *Proceedings of the World Congress on Micro and Nano Manufacturing - WCMNM 2018 (Portorož, 18/09/2018 - 20/09/2018)*, (2018), S. 185-188, DOI: 10.3850/978-981-11-2728-1_02
- [P3] Kraus, M.; Hufnagel, T.; Merklein, M.: *Accuracy of conventional FE-Models in Bulk-Forming of Micropins from Sheet Metal*. In: *Journal of Micro and Nano-Manufacturing*, 7(1) Art. Nr. 010902, (2019), DOI: 10.1115/1.4042965
- [P4] Kraus, M.; Frey, P.; Kleffel, T.; Drummer, D.; Merklein, M.: *Mechanical joining without auxiliary element by cold formed pins for multi-material-systems*. In: *AIP Conference Proceedings (22nd International ESAFORM Conference on Material Forming - Vitoria-Gasteiz, 08/05/2019 - 08/05/2019)* 2113 (2019), DOI: 10.1063/1.5112570
- [P5] Kraus, M.; Merklein, M.: *Potential of Joining Dissimilar Materials by Cold Formed Pin-Structures*. In: *Journal of Materials Processing Technology* 283 (2020), DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116697
- [P6] Lenzen, M.; Kraus, M.; Merklein, M.: *Analytical friction force compensation of flow curves out of layer compression tests with the pin extrusion test*. In: *International Journal of Material Forming* 14 (2021), S. 663-676, DOI: 10.1007/s12289-020-01555-y

- [P7] Kraus, M.; Lenzen, M.; Merklein, M.: *Contact pressure-dependent friction characterization by using a single sheet metal compression test*. In: *Wear* 476 (2021), DOI: 10.1016/j.wear.2021.203679
- [P8] Kraus, M.; Merklein, M.: *Bulk Microforming from Sheet Metal—A Promising Approach for the Mass Production of Cold-Formed Metallic Micro Parts*. In: *Glenn Daehn, Jian Cao, Prof. Dr. Brad Kinsey, Prof. Dr. Erman Tekkaya, Anupam Vivek, Dr. Yoshinori Yoshida (Hrsg.): Forming the Future - Proceedings of the 13th International Conference on the Technology of Plasticity 2021*, (2021), DOI: 10.1007/978-3-030-75381-8_12
- [P9] Kraus, M.; Merklein, M.: *Investigation of Size Effects in Multi-Stage Cold Forming of Metallic Micro Parts from Sheet Metal*. In: *Micromachines* 12 (2021), DOI: 10.3390/mi12121561
- [P10] Rohrmoser, A.; Kraus, M.; Merklein, M.: *Forming of Components with Microgearing from Coil Material—Numerical Modeling of the Process Chain and Experimental Validation*. In: *Micromachines* 12 (2021), DOI: 10.3390/mi12121456
- [P11] Kraus, M.; Suttner, S.; Merklein M.: *Investigation of the Potential for the Fabrication and Forming of Adaptronic Semi-finished Parts Joined by Cold Formed Pin Structures*. In: *2nd International Conference on Advanced Joining Processes (AJP 2021 - Sintra, 21/10/2021 - 22/10/2021)*, (2021)
- [P12] Römisch, D.; Kraus, M.; Merklein M.: *Investigation of Different Joining by Forming Strategies when Connecting Different Metals without Auxiliary Elements*. In: *Key Engineering Materials (Sheet Metal 2021)* 883, (2021), S. 19-26, DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.883.19
- [P13] Römisch, D.; Kraus, M.; Merklein, M.: *Experimental Study on Joining by Forming of HCT590X+Z and EN-AW 6014 Sheets Using Cold Extruded Pin Structures*. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 5 (2021), DOI: 10.3390/jmmp5010025

- [P14] Kraus, M.; Merklein, M.: Analysis of the Part Quality and Process Stability when Producing Metallic Micro Parts by Multi-stage Bulk Forming from Sheet Metal. In: *Key Engineering Materials* 926, (2022), DOI: 10.4028/p-sl9j59
- [P15] Hetz, P.; Lenzen, M.; Kraus, M.; Merklein, M.: Determination of the biaxial anisotropy coefficient using a single layer compression test. In: 19th International Conference on Sheet Metal, (2021), DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.883.303
- [P16] Lenzen, M.; Kraus, M.; Merklein, M.: Characterization and Modelling of Sheet Material with Graded Strength for more Accurate Finite Element Analysis. In: *Key Engineering Materials*, 926, S. 1923–1930, (2022), DOI: 10.4028/p-vqmjfg
- [P17] Leicht, M.; Rohmoser, A.; Kraus, M.; Merklein, M.: Investigation of the influence of material and sheet thickness on a three-stage process chain for cold forming of micro gears with a module of 0.1 mm. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 1270, 012094, (2022), DOI: 10.1088/1757-899X/1270/1/012094
- [P18] Leicht, M.; Kraus, M.; Rohmoser, A.; Merklein, M.: Experimental study of the potential for extending the process limits in multi-stage forming of micro gears from sheet metal by a local short-term laser heat treatment. In: *Materials Research Proceedings*, 25, S. 307–314, (2023), DOI: 10.21741/9781644902417-38
- [P19] Kraus, M.; Merklein M.: Influence of materials and its conditions on pin-extrusion from sheet metal. In: Mocellin, K., Bouchard, P.O., Bigot, R., Balan, T. (eds) *Proceedings of the 14th International Conference on the Technology of Plasticity - Current Trends in the Technology of Plasticity, ICTP 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, S. 389–397, Springer, Cham. DOI: 10.1007/978-3-031-41023-9_40

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten

- [S1] Meyer, R.S.: *Bestimmung der Formgebungsgrenzen und Entwicklung einer Formenordnung für realisierbare Fließpressgeometrien in der Mikromassivumformung von Blechhalbzeugen*. Bachelorarbeit (2016), Erlangen
- [S2] Barba, A.: *Development of a connection strategy between circular blanks and strip material without influencing the forming process for bulk forming of micro-parts from metal strip*. Bachelorarbeit (2016), Erlangen
- [S3] Ostermeyer, M.: *Charakterisierung der tribologischen Bedingungen beim Fließpressen von Blechhalbzeugen in der Mikromassivumformung*. Projektarbeit (2016), Erlangen
- [S4] Hufnagel, T.: *Untersuchung von Anbindungsstrategien rotations-symmetrischer Ronden an das Blechband in der Mikromassivumformung vom Band*. Projektarbeit (2017), Erlangen
- [S5] Ostermeyer, M.: *Grundlagenuntersuchung eines mehrstufigen Mikromassivumformprozesses von Blechhalbzeugen*. Masterarbeit (2017), Erlangen
- [S6] Wang, X.: *Einfluss der tribologischen Bedingungen beim Fließpressen von Mikrozapfen aus der Blechebene*. Projektarbeit (2018), Erlangen
- [S7] Leicht, M.: *Experimentelle Untersuchung des tribologischen Einflusses beim Fließpressen von Mikrobauteilen aus der Blechebene*. Bachelorarbeit (2018), Erlangen
- [S8] Backer, M.: *Analyse mehrstufiger Mikrofließprozesse aus der Blechebene*. Masterarbeit (2018), Erlangen
- [S9] Diekmann, M.: *Ableitung einer analytischen Beschreibung des Werkstoffflusses beim Fließpressen von Zapfen aus der Blechebene durch die Nutzung der numerischen Prozessanalyse*. Masterarbeit (2019), Erlangen

- [S10] Herrle, H.: *Herstellung und Bewertung einer Fügeverbindung eines Piezoelements an einem tiefgezogenen Rundnapf*. Bachelorarbeit (2020), Erlangen
- [S11] Yang, B.: *Numerische Prozessanalyse einer 3-stufigen Prozesskette zur Herstellung von kleinen Bauteilen mit Mikroverzahnung*. Projektarbeit (2020), Erlangen
- [S12] Wang, X.: *Experimentelle Analyse eines mehrstufigen Massivumformprozesses aus der Blechebene zur Herstellung von metallischen Mikrobauteilen*. Masterarbeit (2021), Erlangen

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2024):
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

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

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

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

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

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

Band 1: Andreas Hemberger

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

Band 2: Detlef Classe

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

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting

Projektierung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter

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

Band 5: Shir-Kuan Lin

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

Band 6: Rudolf Nuss

Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz

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

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier

Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele

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

Band 10: Rolf Pfeiffer

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

Band 11: Herbert Fischer

Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätsteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam

CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen

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

Band 14: Stephan Biermann

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

Band 15: Uwe Geißler

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

Band 16: Frank Oswald Hake

Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems für automatisierte Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel

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

Band 18: Josef Scheller

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

Band 19: Arnold vom Ende

Untersuchungen zum Biegeumformung mit elastischer Matrize
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid

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

Band 21: Egon Sommer

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

Band 22: Georg Geyer

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

Band 23: Rainer Flohr

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

Band 24: Alfons Rief

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

Band 25: Christoph Thim

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

Band 26: Roland Müller

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

Band 27: Günther Schäfer

Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann

Entwicklung einer CAD/CAM-Prozesskette für die Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann

Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen: Prozeßführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992. ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel

Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch

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

Band 32: Brigitte Bärnreuther

Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless

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

Band 34: Uwe Günzel

Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative und strategische Probleme der Produktionsplanung und -steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann

Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra

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

Band 37: Stephanie Abels

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

Band 38: Robert Schmidt-Heibel

Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993. ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz

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

Band 40: Konrad Grampp

Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssystemen von SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch

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

Band 42: Armin Gropp

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

Band 43: Werner Heckel

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

Band 44: Armin Rothhaupt

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

Band 45: Bernd Zöllner

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

Band 46: Bodo Vormann

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

Band 47: Peter Schnepf

Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher

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

Band 49: Wolfgang Greska

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

Band 50: Jörg Franke

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

Band 51: Franz-Josef Zeller

Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995. ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie

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

Band 53: Robert Hopperdietzel

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Band 80: Sorin Niederkorn

Mefseinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab.
1998. ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schubert

Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO₂-Hochleistungslasern unter Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab.
1998. ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo

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

Band 83: Otto Meedt

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

Band 84: Knuth Götz

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

Band 85: Ralf Luchs

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

Band 86: Frank Pöhlau

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

Band 87: Roland T. A. Kals

Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes
LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab.
1999. ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn

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

Band 89: Axel Sprenger

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

Band 90: Hans-Jörg Pucher

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

Band 91: Horst Arnet

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

Band 92: Doris Schubart

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

Band 93: Adrianus L. P.

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

Band 94: Hans-Martin Biehler

Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung
FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker

Oberflächen Ausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken
LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab.
1999. ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein

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

Band 97: Gunter Beitinger

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

Band 98: Jürgen Knoblach

Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von Blechteilen mit Hilfe wissensbasierter Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab.
1999. ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach

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

Band 100: Bernd Falk

Simulationsbasierte Lebensdauer vorhersage für Werkzeuge der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab.
2000. ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl

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

Band 102: Christian Hinsel

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

Band 103: Stefan Bobbert

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Band 128: Achim Hofmann

Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab.
2002. ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch

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

Band 130: Thomas Pohl

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

Band 131: Matthias Wenk

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

Band 132: Matthias Negenandack

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

Band 133: Oliver Kreis

Integrierte Fertigung - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, Trennen und Laserstrahlschweißen in einem Werkzeug sowie ihre tele- und multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab.
2002. ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner

Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab.
2002. ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier

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

Band 136: Jürgen Wunderlich

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

Band 137: Stefan Novotny

Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab.
2002. ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha

Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab.
2003. ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth

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

Band 140: Frank Christoph

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

Band 141: Hinnerk Hagenah

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

Band 142: Ralf Eckstein

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

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff

Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien mit homogener Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.
2003. ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach

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

Band 145: Stefan Hierl

System- und Prozesstechnik für das simultane Löten mit Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab.
2004. ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker

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

Band 147: Ulrich Wenger

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

Band 148: Stefan Slama

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

Band 149: Thomas Wurm

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

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

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

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

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

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

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

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

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trocken-schmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab.
2005. ISBN 3-87525-221-7.

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Band 175: Peter Wölflick

Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für blei-freie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.

ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi

Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods

LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp

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

Band 178: Veit Rückel

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

Band 179: Manfred Dirscherl

Nicht-thermische Mikrojustier-technik mittels ultrakurzer Laserpulse

LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo

Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schal-tungsträger (3D-MID)

FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang

Durchgängige Mitarbeiterinforma-tion zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Pro-duktion

FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß

Laserstrahlinduzierte Pyrolyse prä-keramischer Polymere

LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker

Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Be-stückung permanent erregter Läu-fer mit oberflächenmontierten Dauermagneten

FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer

Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechum-formprozesse

LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht

Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßge-schneiderter Halbzeuge

LFT, 135 Seiten, 81 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß

Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatroni-scherBaugruppen

FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch

Simulationsgestützte Prozessausle-gung für das Umformen lokal wär-mebehandelter Aluminiumplatin-en

LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber

Unterstützung der Wandlungsfä-higkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick

Untersuchung der prozessbestim-menden Strahl-Stoff-Wechselwir-kungen beim Laserstrahlschwei-ßen von Kunststoffen

LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht

Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirk-medienbasierte Doppelblech-Um-formung von Magnesiumlegierun-gen

LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl

Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung

LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi

Innenhochdruck-Umformen ver-stärkter Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff

Untersuchung der Prozesseinfluss-größen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5

LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez

Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von Löt-prozessen in der Elektronikpro-duktion

FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze

Automatisierte Montage von mak-romechatronischen Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetzsysteme

FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.

ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter

Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und zur Modellierung von Fließ-ortkurven bei erhöhten Tempera-turen

LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl

Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab.
2008.
ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth

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

Band 199: Artur Giera

Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreißschweißen metallischer Werkstoffe
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab.
2008. ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler

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

Band 201: Andreas Blankl

Untersuchungen zur Erhöhung der Prozessrobustheit bei der Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten Laserstrahlfügeoperationen
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab.
2009. ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller

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

Band 203: Claudius Schimpf

Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab.
2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich

Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessmissionen beim Laserstrahlfließschweißen
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab.
2009. ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf

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

Band 206: Steffen Polster

Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab.
2009. ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler

Rührreißschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab.
2009. ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt

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

Band 209: Till Laumann

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

Band 210: Alexander Diehl

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

Band 211: Detlev Staud

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

Band 212: Jens Ackermann

Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe
LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab.
2010. ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel

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

Band 214: Stefan Geißdörfer

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

Band 215: Christian Matzner

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

Band 216: Florian Schüßler

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

Band 217: Massimo Cojutti

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

Band 218: Raoul Plettke

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

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte

FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.

ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam

Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery

LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch

Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion

FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.

ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald

Quasi-isothermes Laserstrahl-sintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK

LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan

Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern

FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner

Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen

LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber

Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten

LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser

Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften:

Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimulation und funktionale Untersuchung LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak

Material Adapted Design of Cold Forging Tools Exemplified by Powder Metallurgical Tool Steels and Ceramics

LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz

Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen

LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm

Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartlötens mittels optischer Sensorik

LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kaupper

Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegebarkeit

LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß

Modellbasierte Prozessauslegung unter Berücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung

LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth

Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID)

FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.

ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler

Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie

FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert

Automatisiertes Laserstrahl-löten und -reparaturlöten elektronischer Baugruppen

LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr

Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen

LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler

Prozessdynamik beim Laserstrahl-schweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß

LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger

Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen

LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel

Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung

LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade

In-vivo Monitoring of Epithelium Vessel and Capillary Density for the Application of Detection of Clinical Shock and Early Signs of Cancer Development

LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse

Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens

LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-352-8.

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Band 264: Matthias Domke

Transiente physikalische Mechanismen bei der Laserablation von dünnen Metallschichten
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz

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

Band 266: Hung Nguyen

Qualifizierung des Potentials von Verfestigungseffekten zur Erweiterung des Umformvermögens aus-härtbarer Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert

Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus

Erstellung eines Werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec

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

Band 270: Tobias Schrader

Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela

Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung und Fehlerdetektion an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland

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

Band 273: René Schramm

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

Band 274: Michael Lechner

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

Band 275: Kolja Andreas

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

Band 276: Marcus Baum

Laser Consolidation of ITO Nanoparticles for the Generation of Thin Conductive Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider

Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof

Sematische Modellierung automatisierter Produktionssysteme zur Verbesserung der IT-Integration zwischen Anlagen-Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller

Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler

Einsatz technologischer Versuche zur Erweiterung der Versagensvorhersage bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Böning

Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl

Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexiblen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold

Mikroschockwellenumformung mittels ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger

Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kohlenstoffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-408-2.

- Band 285: Martin Borschlegl**
Methods-Energy Measurement -
Eine Methode zur Energieplanung
für Fügeverfahren im Karosseriebau
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-409-9.
- Band 286: Tobias Rackow**
Erweiterung des Unternehmenscontrollings um die Dimension Energie
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-410-5.
- Band 287: Johannes Koch**
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung zyklisch-symmetrischer Bauteile mit Nebenformelementen durch Blechmassivumformung
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-411-2.
- Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann**
Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung - Bereitstellung von tribologischen Modellversuchen und Realisierung von Tailored Surfaces
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-412-9.
- Band 289: Thomas Senner**
Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-414-3.
- Band 290: Sven Kreitlein**
Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-415-0.
- Band 291: Christian Roos**
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie
LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-416-7.
- Band 292: Alexander Kahrmanidis**
Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-417-4.
- Band 293: Jan Tremel**
Flexible Systems for Permanent Magnet Assembly and Magnetic Rotor Measurement / Flexible Systeme zur Montage von Permanentmagneten und zur Messung magnetischer Rotoren
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-419-8.
- Band 294: Ioannis Tsoupis**
Schädigungs- und Versagensverhalten hochfester Leichtbauwerkstoffe unter Biegebeanspruchung
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-420-4.
- Band 295: Sven Hildering**
Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverhalten von Silizium als Werkzeugwerkstoff für das Mikroscherschneiden metallischer Folien
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-422-8.
- Band 296: Sasia Mareike Hertweck**
Zeitliche Pulsformung in der Lasermikromaterialbearbeitung - Grundlegende Untersuchungen und Anwendungen
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-423-5.
- Band 297: Paryanto**
Mechatronic Simulation Approach for the Process Planning of Energy-Efficient Handling Systems
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-424-2.
- Band 298: Peer Stenzel**
Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab.
2017.
ISBN 978-3-87525-425-9.
- Band 299: Mario Lušić**
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung montageführender Werkerinformationssysteme simultan zum Produktentstehungsprozess
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab.
2017.
ISBN 978-3-87525-426-6.
- Band 300: Arnd Buschhaus**
Hochpräzise adaptive Steuerung und Regelung robotergeführter Prozesse
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-427-3.
- Band 301: Tobias Laumer**
Erzeugung von thermoplastischen Werkstoffverbunden mittels simultanem, intensitätsselektivem Laserstrahlschmelzen
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-428-0.
- Band 302: Nora Unger**
Untersuchung einer thermisch unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der härtesten Aluminiumlegierung EN AW-7020
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-429-7.
- Band 303: Tommaso Stellin**
Design of Manufacturing Processes for the Cold Bulk Forming of Small Metal Components from Metal Strip
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-430-3.
- Band 304: Bassim Bachy**
Experimental Investigation, Modeling, Simulation and Optimization of Molded Interconnect Devices (MID) Based on Laser Direct Structuring (LDS) / Experimentelle Untersuchung, Modellierung, Simulation und Optimierung von Molded Interconnect Devices (MID) basierend auf Laser Direktstrukturierung (LDS)
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab.
2017.
ISBN 978-3-87525-431-0.
- Band 305: Michael Spahr**
Automatisierte Kontaktierungsverfahren für flachleiterbasierte Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab.
2017. ISBN 978-3-87525-432-7.

- Band 306: Sebastian Suttner**
Charakterisierung und Modellierung des Spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ31B für die numerische Prozessauslegung LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-433-4.
- Band 307: Bhargav Potdar**
A reliable methodology to deduce thermo-mechanical flow behaviour of hot stamping steels LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-436-5.
- Band 308: Maria Löffler**
Steuerung von Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1.
- Band 309: Martin Müller**
Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinverfahren LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.
- Band 310: Christopher Kästle**
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-145-4.
- Band 311: Daniel Vipavc**
Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-147-8.
- Band 312: Christina Ramer**
Arbeitsraumüberwachung und autonome Bahnplanung für ein sicheres und flexibles Roboter-Assistenzsystem in der Fertigung FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-153-9.
- Band 313: Miriam Rauer**
Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-157-7.
- Band 314: Felix Tenner**
Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-160-7.
- Band 315: Aarief Syed-Khaja**
Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab. 2018. ISBN 978-3-87525-162-1.
- Band 316: Adam Schaub**
Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-166-9.
- Band 317: Daniel Gröbel**
Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-168-3.
- Band 318: Philipp Hildenbrand**
Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-174-4.
- Band 319: Tobias Konrad**
Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-176-8.
- Band 320: David Meinel**
Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-184-3.
- Band 321: Andrea Zimmermann**
Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-190-4.
- Band 322: Christoph Amann**
Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-194-2.
- Band 323: Jennifer Tenner**
Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-196-6.
- Band 324: Susan Zöllner**
Mapping Individual Subjective Values to Product Design KTMfK, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-202-4.
- Band 325: Stefan Lutz**
Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-209-3.
- Band 326: Tobias Gnibl**
Modellbasierte Prozesskettenabildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbau-strukturteile LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner
Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher
FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm
Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer
Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip
LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp
Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transients optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung
LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz
Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten
FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner
Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung
FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger
Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion
KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn
Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)
FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab. 2019.
ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann
Modellbasierte Zustands- und Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer Systeme
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab. 2019.
ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski
Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab. 2019.
ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier
Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab. 2020.
ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr
Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab. 2020.
ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener
Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng
Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißerimpprozesses
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-293-2.

Band 341: Patrik Schwingenschlögl
Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten
LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti
Evaluation of failure behaviour of sheet metals
LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess
LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner
Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen
FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter
Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente
FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser
Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation
FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-316-8.

Band 347: Philipp Amend

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder. 2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert

Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander

Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz

Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen LFT, x u. 170 Seiten, 103 Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona

Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometrie-Modelle KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann

Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014 LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner

Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläsel

Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenumwicklungen für automobiler Traktionsantriebe FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel

Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle

Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf

Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandyari

Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-382-3.

Band 359: Christian Sand

Prozessübergreifende Analyse komplexer Montageprozessketten mittels Data Mining FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merkl

Closed-Loop Control of a Storage-Supported Hybrid Compensation System for Improving the Power Quality in Medium Voltage Networks FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger

Additive Fertigung polymerer optischer Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian Fechter

Modellierung von Vorentwürfen in der virtuellen Realität mit natürlicher Fingerinteraktion KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer

Oberflächenmodifizierung und Entwicklung einer Auswertemethode zur Verschleißcharakterisierung im Presshärteprozess LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäfer

Web- und wissensbasierter Engineering-Konfigurator für roboterzentrierte Automatisierungslösungen FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross

Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker

Qualifizierung laser-additiv gefertigter Komponenten für den Einsatz im Werkzeugbau der Massivumformung LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied

Totally Integrated Ecology Management for Resource Efficient and Eco-Friendly Production FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein
Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine Analysestrategie zur Bestimmung des Reibungs-, Axial-schub- und Temperaturverhaltens von Nadelkränzen –
KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder, 39 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf
Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie
FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl
Hochfrequent fokusabstandsmodulierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik
FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen
Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren
KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian
Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte
KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 373: Johannes Strauß
Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung
LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder. 2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

Band 374: Martin Hohmann
Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy
LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß
Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen
FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel
Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen
KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen
Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen
FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-463-9.

Band 378: Michael Schneider
Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten
FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-465-3.

Band 379: Tobias Sprügel
Sphärische Detektorflächen als Unterstützung der Produktentwicklung zur Datenanalyse im Rahmen des Digital Engineering
KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-475-2.

Band 380: Tom Häfner
Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen
LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-479-0.

Band 381: Björn Heling
Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungs-behaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design
KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-487-5.

Band 382: Tobias Kolb
Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems
LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-491-2.

Band 383: Mario Meinhardt
Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit
LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-473-8.

Band 384: Felix Bauer
Ein Beitrag zur digitalen Auslegung von Fügeprozessen im Karosseriebau mit Fokus auf das Remote-Laserstrahlschweißen unter Einsatz flexibler Spanntechnik
LFT, xi u. 185 Seiten, 74 Bilder, 12 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-498-1.

Band 385: Jochen Zeitler
Konzeption eines rechnergestützten Konstruktionssystems für optomechatronische Baugruppen
FAPS, xix u. 172 Seiten, 88 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-499-8.

Band 386: Vincent Mann
Einfluss von Strahloszillation auf das Laserstrahlschweißen hochfester Stähle
LPT, xiii u. 172 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-503-2.

Band 387: Chen Chen

Skin-equivalent opto-/elastofluidic in-vitro microphysiological vascular models for translational studies of optical biopsies

LPT, xx u. 126 Seiten, 60 Bilder, 10 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-505-6.

Band 388: Stefan Stein

Laser drop on demand joining as bonding method for electronics assembly and packaging with high thermal requirements

LPT, x u. 112 Seiten, 54 Bilder, 10 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-507-0

Band 389: Nikolaus Urban

Untersuchung des Laserstrahlschmelzens von Neodym-Eisen-Bor zur additiven Herstellung von Permanentmagneten

FAPS, x u. 174 Seiten, 88 Bilder, 18 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-501-8.

Band 390: Yiting Wu

Großflächige Topographiemessungen mit einem Weißlichtinterferenzmikroskop und einem metrologischen Rasterkraftmikroskop

FMT, xii u. 142 Seiten, 68 Bilder, 11 Tab. 2022.

ISBN: 978-3-96147-513-1.

Band 391: Thomas Papke

Untersuchungen zur Umformbarkeit hybrider Bauteile aus Blechgrundkörper und additiv gefertigter Struktur

LFT, xii u. 194 Seiten, 71 Bilder, 16 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-515-5.

Band 392: Bastian Zimmermann

Einfluss des Vormaterials auf die mehrstufige Kaltumformung vom Draht

LFT, xi u. 182 Seiten, 36 Bilder, 6 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-519-3.

Band 393: Harald Völkl

Ein simulationsbasierter Ansatz zur Auslegung additiv gefertigter FLM-Faserverbundstrukturen

KTmfk, xx u. 204 Seiten, 95 Bilder, 22 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-523-0.

Band 394: Robert Schulte

Auslegung und Anwendung prozessangepasster Halbzeuge für Verfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 163 Seiten, 93 Bilder, 5 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-525-4.

Band 395: Philipp Frey

Umformtechnische Strukturierung metallischer Einleger im Folgeverbund für mediendichte Kunststoff-Metall-Hybridbauteile

LFT, ix u. 180 Seiten, 83 Bilder, 7 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-534-6.

Band 396: Thomas Johann Luft

Komplexitätsmanagement in der Produktentwicklung - Holistische Modellierung, Analyse, Visualisierung und Bewertung komplexer Systeme

KTmfk, xiii u. 510 Seiten, 166 Bilder, 16 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-540-7.

Band 397: Li Wang

Evaluierung der Einsetzbarkeit des lasergestützten Verfahrens zur selektiven Metallisierung für die Verbesserung passiver Intermodulation in Hochfrequenzanwendungen

FAPS, xxii u. 151 Seiten, 72 Bilder, 22 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-542-1.

Band 398: Sebastian Reitelshöfer

Der Aerosol-Jet-Druck Dielektrischer Elastomere als additives Fertigungsverfahren für elastische mechatronische Komponenten

FAPS, xxv u. 206 Seiten, 87 Bilder, 13 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-547-6.

Band 399: Alexander Meyer

Selektive Magnetmontage zur Verringerung des Rastmomentes permanenterregter Synchronmotoren

FAPS, xv u. 164 Seiten, 90 Bilder, 18 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-555-1.

Band 400: Rong Zhao

Design verschleißreduzierender amorpher Kohlenstoffschichtsysteme für trockene tribologische Gleitkontakte

KTmfk, x u. 148 Seiten, 69 Bilder, 14 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-557-5.

Band 401: Christian P. J. Schwarzer

Kupfersintern als Fügetechnologie für Leistungselektronik

FAPS, xxvii u. 234 Seiten, 125 Bilder, 24 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-566-7.

Band 402: Alexander Horn

Grundlegende Untersuchungen zur Gradierung der mechanischen Eigenschaften pressgehärteter Bauteile durch eine örtlich begrenzte Aufkohlung

LFT, xii u. 204 Seiten, 58 Bilder, 6 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-568-1.

Band 403: Artur Klos

Werkstoff- und umformtechnische Bewertung von hochfesten Aluminiumblechwerkstoffen für den Karosseriebau

LFT, x u. 192 Seiten, 73 Bilder, 12 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-572-8.

Band 404: Harald Schmid

Ganzheitliche Erarbeitung eines Prozessverständnisses von Tiefziehprozessen mit Ziehstücken auf Basis mechanischer und tribologischer Analysen

LFT, xiii u. 211 Seiten, 78 Bilder, 5 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-577-3.

Band 405: Johannes Henneberg

Blechmassivumformung von Funktionsbauteilen aus Bandmaterial

LFT, viii u. 176 Seiten, 101 Bilder, 2 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-579-7.

Band 406: Anton Schmailzl

Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen

LPT, xiii u. 157 Seiten, 84 Bilder, 7 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-583-4.

Band 407: Alexander Wolf
Modellierung und Vorhersage menschlichen Interaktionsverhaltens zur Analyse der Mensch-Produkt Interaktion
KTmfk, x u. 207 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-585-8.

Band 408: Tim Weikert
Modifikationen amorpher Kohlenstoffschichten zur Anpassung der Reibungsbedingungen und zur Erhöhung des Verschleißschutzes
KTmfk, xvii u. 258 Seiten, 91 Bilder, 9 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-589-6.

Band 409: Stefan Götz
Frühzeitiges konstruktionsbegleitendes Toleranzmanagement
KTmfk, ix u. 276 Seiten, 127 Bilder, 13 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-593-3.

Band 410: Markus Hubert
Einsatzpotenziale der Rotationsschneidtechnologie in der Verarbeitung von metallischen Funktionsfolien für mechatronische Produkte
FAPS, xviii u. 139 Seiten, 86 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-603-9.

Band 411: Manfred Vogel
Grundlagenuntersuchungen und Erarbeitung einer Methodik zur Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge auf Basis eines neuartigen flexiblen Walzprozesses
LFT, ix u. 176 Seiten, 61 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-605-3.

Band 412: Michael Weigelt
Multidimensionale Optionenanalyse alternativer Antriebskonzepte für die individuelle Langstreckenmobilität
FAPS, xv u. 222 Seiten, 89 Bilder, 38 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-607-7.

Band 413: Frank Bodendorf
Machine Learning im Cost Engineering des Supply Managements
FAPS, xiii u. 165 Seiten, 75 Bilder, 13 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-609-1.

Band 414: Maximilian Metzner
Planung und Simulation taktiler, intelligenter und kollaborativer Roboterfähigkeiten in der Montage
FAPS, xix u. 174 Seiten, 72 Bilder, 3 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-611-4.

Band 415: Tina Buker
Ein Ansatz zur Reduktion produktinduzierter Nutzerstigmatisierung durch Förderung einer gleichermaßen gebrauchstauglichen wie emotionalen Produktgestalt
KTmfk, x u. 236 Seiten, 54 Bilder, 44 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-613-8.

Band 416: Marlene Kuhn
Model-based Traceability System Development for Complex Manufacturing Applying Blockchain and Graphs
FAPS, xv u. 167 Seiten, 63 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-615-2.

Band 417: Benjamin Lengenfelder
Remote photoacoustic sensing using speckle-analysis for biomedical imaging
LPT, xv u. 124 Seiten, 86 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-617-6.

Band 418: Benjamin Pohrer
Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden
KTmfk, xv u. 258 Seiten, 103 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-621-3.

Band 419: Matthias Friedlein
Zuverlässigkeitsmethoden zur Beschleunigung von Qualifizierungsuntersuchungen für Steckkontakte
FAPS, xxv u. 162 Seiten, 98 Bilder, 7 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-625-1.

Band 420: Thomas Stoll
Laser Powder Bed Fusion von Kupfer auf Aluminiumoxid-Keramiken
FAPS, xxvii u. 236 Seiten, 103 Bilder, 11 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-631-2.

Band 421: Eric Eschner
Relation of Particle Motion and Process Zone Formation as a Basis for Sensing Approaches within PBF-LB/M
LPT, xiv u. 143 Seiten, 87 Bilder, 0 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-633-6.

Band 422: Fanuel Mehari
Laser-induced Breakdown Spectroscopy (LIBS) as a diagnostics tool for biological tissue analysis.
LPT, xv u. 145 Seiten, 68 Bilder, 12 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-641-1.

Band 423: Uwe Leicht
Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen
LFT, xi u. 165 Seiten, 65 Bilder, 6 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-643-5.

Band 424: Thomas Braun
Potenzialanalyse der plasmabasierten, strukturierten Metallisierung thermoaktiver Oberflächen im industriellen Hausbau
FAPS, xvii u. 152 Seiten, 72 Bilder, 11 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-653-4.

Band 425: Reinhardt Seidel
Modellbasierte Optimierung des Selektivwellenlötprozesses
FAPS, xxii u. 167 Seiten, 73 Bilder, 23 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147-651-0.

Band 426: Matthias Lenzen
Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformprozessen
LFT, xi u. 187 Seiten, 77 Bilder, 13 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147-663-3.

Band 427: Matthias Graser
Analyse lokaler Kurzzeitwärmebehandlungsmethoden zur Verbesserung des Umformverhaltens und der Bauteileigenschaften von Aluminiumstrangpresshohlprofilen
LFT, xi u. 169 Seiten, 81 Bilder, 1 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147-666-4.

Band 428: Markus Lieret

Sicheres autonomes Flugroboter-system für den Einsatz im Produktions- und Logistikumfeld
FAPS, xix u. 198 Seiten, 54 Bilder, 7 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-668-8.

Band 429: Petar Vukovic

Simulation komplexer Kommunikationssysteme in der Fertigungs-automatisierung
FAPS, xiv u. 163 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-673-2.

Band 430: Fabian Knieps

Finite Elemente Simulation dünns-ter Verpackungsstähle: Entwick- lung einer geeigneten Charakteri- sierungs- und Validierungsstrate- gie
LFT, xix, 189 Seiten, 122 Bilder, 17 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-689-3

Band 431: Julian Seßner

Multimodale Bildsegmentierung gering strukturierter Umgebungen für die Navigation am Beispiel eines Assistenzsystems für sehbe- einträchtige Personen
FAPS, xxv, 203 Seiten, 57 Bilder, 25 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-697-8

Band 432: Benjamin Samuel Lutz

Smart Manufacturing System for Process Optimization Regarding Deviations among Material Batches
FAPS, xix, 208 Seiten, 77 Bilder, 14 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-703-6

Band 433: Michael Jüttner

Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehr- fach überrollter elasto-plastischer Kontakte
KTmfk, xii, 162 Seiten, 59 Bilder, 7 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-713-5.

Band 434: Sebastian Wiesen- mayer

Untersuchungen zur Stofffluss- steuerung beim Fügen durch Um- formen von hochfesten Alumini- umlegierungen mittels lokaler Kurzzeitwärmebehandlung
LFT, xii u. 197 Seiten, 81 Bilder, 19 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-715-9.

Band 435: Clara-Maria Kuball

Grundlegende Untersuchungen zur umformtechnischen Herstel- lung von Halbhohlstanzen aus hochverfestigenden Werkstoffen
LFT, viii u. 180 Seiten, 64 Bilder, 13 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-717-3.

Band 436: Martin Roth

Sampling-based Tolerance-Cost Optimization: The Key to Optimal Tolerance Allocation
KTmfk, xxxvii u. 337 Seiten, 97 Bilder, 56 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-719-7.

Band 437: Stephan Schirdewahn

Verbesserung des tribologischen Einsatzverhaltens im Presshärte- prozess durch Verwendung maß- geschneiderter laserimplantierter Werkzeuge
LFT, viii u. 177 Seiten, 63 Bilder, 7 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-721-0.

Band 438: Andreas Rohrmoser

Erarbeitung eines grundlegenden Verständnisses zum Fließpressen betriebsangepasster Verzahnungen für den Einsatz in der Materialpaa- rung Metall-Kunststoff
LFT, x u. 166 Seiten, 94 Bilder, 6 Tab. 2024.
ISBN: 978-3-96147-723-4.

Band 439: Andreas Selmaier

DMAICS-Zyklus zur Digitalisie- rung in produzierenden Unternehmen
FAPS, xv u. 185 Seiten, 73 Bilder, 19 Tab. 2024.
ISBN: 978-3-96147-733-3.

Band 440: Thomas Kistner

Entwicklung von Modellen der Oberflächenform für die Messunsich- erheitsbestimmung von taktilen Koordinatenmessungen durch Si- mulation
FMT, xiii u. 134 Seiten, 64 Bilder, 9 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-735-7.

Band 441: Fabian Dworschak

Selbstverstärkendes Lernen als Beitrag zur Automatisierung der Anpassungskonstruktion
KTmfk, x, 205 Seiten, 87 Bilder, 16 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-739-5.

Band 442: Martin Killmann

Vorspannung und Ermüdung von Kaltmassivumformwerkzeugen für unrunde Bauteilgeometrien
LFT, ix u. 160 Seiten, 85 Bilder, 6 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-741-8.

Band 443: Ann-Kathrin Wie- mann

Beitrag zur Messunsicherheitser- mittlung für die Messung großer Zahnräder zur Erweiterung des vir- tuellen Koordinatenmessgerätes der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt
FMT, xxiv u. 133 Seiten, 41 Bilder, 22 Tab. 2024.
ISBN 978-3-96147-747-0.

Band 444: Andreas Jobst

Eigenspannungen beim Voll-Vor- wärts-Fließpressen – Entstehung, Einstellung und Stabilität
LFT, ix u. 162 Seiten, 89 Bilder, 5 Tab. 2024.
ISBN: 978-3-96147-749-4.

Band 445: Martin Anton Kraus

Grundlagenwissenschaftliche Un- tersuchungen zum Kaltfließpres- sen kleinster metallischer Pin- Strukturen aus der Blechebene
LFT, x u. 191 Seiten, 64 Bilder, 10 Tab. 2024.
ISBN: 978-3-96147-757-9.

Abstract

The miniaturization of products while simultaneously integrating multiple functions is a current global trend aimed at saving weight, space, materials, and costs. Every year, billions of metallic microparts are produced, and the tendency is on the rise. Forming processes offer technological, economic, and ecological advantages over other manufacturing methods when it comes to mass production. However, as parts are reduced to the micro-scale, size effects emerge, which can negatively impact forming, process stability, handling, and tool wear. Multi-stage cold extrusion from the sheet plane can mitigate the effects of these size-related issues, but complex material flow also introduces challenges. Thus, the goal of this study was to establish a fundamental understanding of the process to assist engineers in optimization and support the transition to industrial applications. The investigations in this study demonstrated that multi-stage forming allows significantly more delicate pin structures to be produced from the sheet plane. Furthermore, it was shown that selecting suitable process, work-piece, and tool parameters can significantly increase material utilization. The recommended actions for process optimization and the proposed application possibilities are intended to make the process more efficient and sustainable in industrial production.

Die Miniaturisierung von Produkten bei gleichzeitiger Integration mehrerer Funktionen ist ein aktueller globaler Trend, um Gewicht, Platz, Material und Kosten zu sparen. Jedes Jahr werden Milliarden metallische Mikrobauerteile produziert, und die Tendenz steigt. Umformtechnische Verfahren bieten bei der Massenproduktion technologische, wirtschaftliche und ökologische Vorteile gegenüber anderen Fertigungsverfahren. Bei der Verkleinerung in den Mikrobereich treten jedoch Größeneffekte auf, welche die Formgebung, die Prozessstabilität, die Handhabung und die Werkzeugbeanspruchung negativ beeinträchtigen können. Das mehrstufige Kaltfließpressen aus der Blechebene kann die Auswirkungen der Größeneffekte mindern, aber der komplexe Materialfluss bringt auch Herausforderungen mit sich. Daher war es das Ziel dieser Arbeit, ein grundlegendes Verständnis für den Prozess zu schaffen, um Ingenieuren bei der Optimierung zu helfen und den Übergang zu industriellen Anwendungen zu unterstützen. Im Rahmen der Untersuchungen dieser Arbeit konnte nachgewiesen werden, dass durch die mehrstufige Umformung wesentlich filigranere Pin-Strukturen aus der Blechebene hergestellt werden können. Zudem wurde aufgezeigt, dass durch die Auswahl geeigneter prozess-, werkstück-, und werkzeugseitiger Einflussparameter die Materialausnutzung erheblich gesteigert werden kann. Die gemachten Handlungsempfehlungen zur Prozessoptimierung und dargelegten Anwendungsmöglichkeiten sollen dazu beitragen, das Verfahren in der industriellen Produktion effizienter und nachhaltiger zu gestalten.

