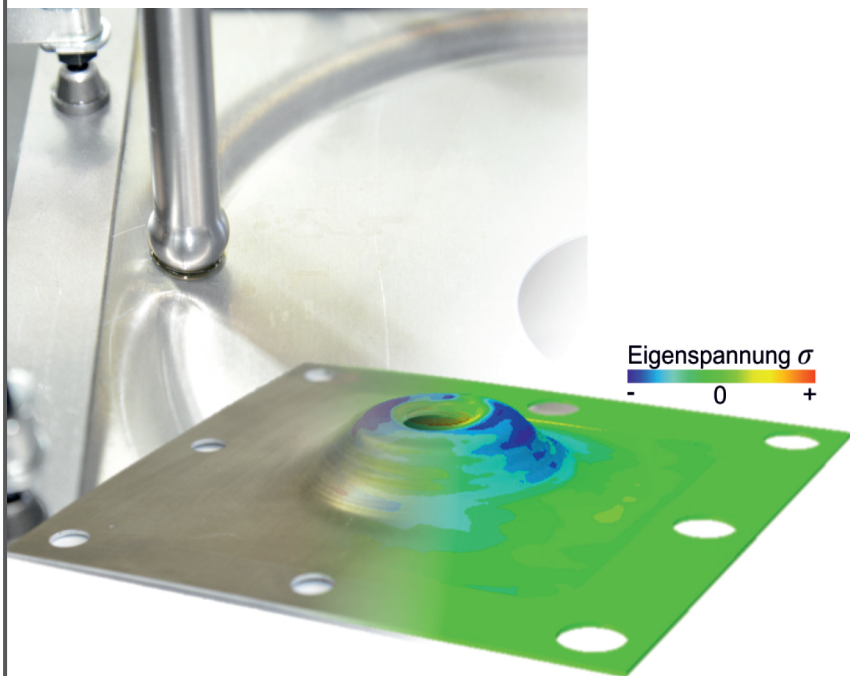


Fabian Maaß

## Gezielte Eigenspannungseinstellung in der inkrementellen Blechumformung



# **Gezielte Eigenspannungseinstellung in der inkrementellen Blechumformung**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Dr.-Ing.**

der Fakultät Maschinenbau

der Technischen Universität Dortmund

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

**Fabian Christian Maaß, M. Sc.**

aus

Essen

Dortmund, 2023

Vorsitzender der Prüfungskommission: Prof. Dr.-Ing. Ulrich Handge  
Berichter: Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Sebastian Härtel  
Prof. Dr.-Ing. Andreas Menzel  
Tag der mündlichen Prüfung: 24. Oktober 2023

Dortmunder Umformtechnik

Band 121

**Fabian Maaß**

**Gezielte Eigenspannungseinstellung  
in der inkrementellen Blechumformung**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag  
Düren 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.

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2023

Copyright Shaker Verlag 2024

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-9373-5

ISSN 1619-6317

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

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

Internet: [www.shaker.de](http://www.shaker.de) • E-Mail: [info@shaker.de](mailto:info@shaker.de)

## Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund. Wesentliche Ergebnisse dieser Arbeit resultieren aus dem von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Projekt „Verbesserung des Einsatzverhaltens inkrementell umgeformter Bauteile durch gezielte Eigenspannungsinduktion“ (Projektnummer 372803376) aus dem Schwerpunktprogramm 2013 (SPP 2013). Für die Unterstützung der DFG möchte ich mich herzlich bedanken.

An dieser Stelle möchte ich denjenigen danken, die die Entstehung dieser Arbeit gefördert und begleitet haben. Mein besonderer Dank gilt dem Institutsleiter des IUL, Herrn Prof. A. Erman Tekkaya, für die wissenschaftliche Betreuung, die angeregten Diskussionen und das mir entgegengebrachte Vertrauen, die meine Promotion ermöglicht haben. Des Weiteren gilt mein Dank Herrn Prof. Sebastian Härtel für die Übernahme des Korreferats. Für die Übernahme der Vorsitzenden der Prüfungskommission und die Mitwirkung als Mitberichter danke ich zudem den Herren Prof. Ulrich Handge und Prof. Andreas Menzel. Herr Prof. Walter Reimers und Herr Dr.-Ing. Mateus Dobecki vom Fachgebiet Metallische Werkstoffe des Instituts für Werkstoffwissenschaften und –technologien der Technischen Universität Berlin seien erwähnt für die Kooperation im Rahmen des DFG Projekts. Ich bedanke mich bei Herrn Prof. Wolfram Volk für die Initiierung des SPP 2013 sowie bei allen Projektpartnerinnen und Projektpartnern innerhalb des Schwerpunktprogramms für die Unterstützung und die hilfreichen Diskussionen rund um diese Arbeit. Ebenso möchte ich allen Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Umformtechnik und Leichtbau für die abteilungsübergreifende fachliche Unterstützung und angenehme Zusammenarbeit während meiner Promotion danken. Mein besonderer Dank gilt hier den Herren Dr.-Ing. Soeren Gies und Dr.-Ing. Marlon Hahn für die konstruktiven Diskussionen und die freundschaftliche Zusammenarbeit als Leiter der Abteilung Sonderverfahren. Des Weiteren danke ich auch meinen studentischen Hilfskräften Maximilian Sonntag, Till Hainmann, Martin Borek und allen ehemaligen Studenten für ihre tatkräftige Unterstützung. In diesem Zusammenhang danke ich auch den technischen Mitarbeitern Dirk Hoffmann, Andreas Herdt, Ilias Demertzidis, Steffen Strotzer, Frank Volk, Werner Feurer und Sven Lukies, die wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. In gleicher Weise danke ich Jeanette Brandt und Nina Hänisch für den organisatorischen Beistand und Frau Beate Ulm-Brandt die sprachliche Korrektur dieser Arbeit. Abschließend danke ich meiner Familie und meinen Freunden für ihren Zuspruch und ihre Unterstützung. Ein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern Ernst und Marlene für ihren uneingeschränkten Rückhalt und ihre immerwährende Unterstützung in allen Lebenslagen, die meinen wissenschaftlichen Werdegang erst ermöglichten.

Dortmund, im Oktober 2023

FABIAN MAAB



## **Abstract**

Residual stresses are a result of any forming operation used to manufacture components. They are mechanical stresses that lead to an internal load on the component. Depending on the characteristics, the presence of residual stresses can significantly increase the performance of a component or lead to earlier failure under a specific load. The knowledge of the resulting residual stress state as a result of the forming step using suitable forecast models is therefore essential. Residual stresses are usually induced by subsequent mechanical processing steps or eliminated by thermal post-treatment processes. These downstream process steps to set residual stresses require additional resources.

The flexible forming process of incremental sheet metal forming is characterized by low tool costs and process forces with an increased formability compared to conventional forming processes. Due to the localized forming zone located below the forming tool, incremental sheet metal forming offers the possibility to induce locally defined residual stresses into components. The flexibility of incremental sheet metal forming enables the production of geometrically identical components with different process parameters that influence the forming mechanisms. The relationship between process parameters, forming mechanisms and the resulting residual stresses is not yet known. The aim of this work is therefore to develop a basic understanding of the residual stress formation during incremental sheet metal forming in order to introduce residual stresses into components in a stable and defined manner through this forming process and to quantify the improvement of the component's properties through selective induced residual stresses.

Using a numerical process model, the influence of the step-down increment and the tool radius on the forming mechanisms and the residual stresses of the component are identified. Based on these results, concepts of tensile and compressive stress superposition are analyzed and experimentally tested to increase the possibilities of residual stress adjustment through the forming process.

This knowledge of the residual stress state can be used to reach the full potential of increasing the component's stability under static and cyclic loads. This will open further possibilities for material savings through lower safety factors in component design, which meets the requirements for lightweight construction concepts to further increase resource efficiency.





## **Kurzzusammenfassung**

Infolge einer inhomogenen Umformung zur Herstellung von Bauteilen verbleiben Spannungen im Material. Diese Eigenspannungen sind mechanische Spannungen, die zu einer inneren Belastung des Bauteils führen. Das Vorhandensein von Eigenspannungen kann die Leistungsfähigkeit eines Bauteils je nach Ausprägung signifikant steigern oder zu einem früheren Versagen im Belastungsfall führen. Daher ist die Kenntnis des resultierenden Eigenspannungszustands infolge des Fertigungsschritts durch geeignete Prognosemodelle unerlässlich. Eigenspannungen werden für gewöhnlich durch nachgelagerte mechanische Bearbeitungsschritte gezielt in Bauteile eingebracht oder durch thermische Nachbehandlungsprozesse eliminiert. Diese nachgelagerten Prozessschritte zur Eigenspannungseinstellung benötigen zusätzliche Ressourcen.

Das flexible Umformverfahren der inkrementellen Blechumformung zeichnet sich im Vergleich zu konventionellen Umformverfahren durch geringe Werkzeugkosten und Prozesskräfte bei gleichzeitig erhöhter Umformbarkeit aus. Durch die unterhalb des Werkzeugs lokalisierte Umformzone bietet die inkrementelle Blechumformung die Möglichkeit, Eigenspannungen lokal definiert in Bauteile einzubringen. Die Flexibilität der inkrementellen Blechumformung ermöglicht die Herstellung geometrisch identischer Bauteile mit unterschiedlichen Prozessparametern, welche die wirkenden Umformmechanismen beeinflussen. Der Zusammenhang von Prozessparametern, Umformmechanismen und den daraus resultierenden Eigenspannungen ist bislang nicht bekannt. Ziel dieser Arbeit ist es daher, ein grundlegendes Verständnis über die Eigenspannungsbildung bei der inkrementellen Blechumformung zu erarbeiten, um Eigenspannungen durch diesen Umformprozess stabil und definiert in Bauteile einzubringen sowie die Verbesserung des Bauteileinsatzverhaltens durch gezielt induzierte Eigenspannungszustände zu quantifizieren.

Unter Zuhilfenahme eines numerischen Prozessmodells wird der Einfluss von Zustellinkrement und Werkzeugradius auf die Umformmechanismen und die Eigenspannungsbildung im Bauteil identifiziert. Basierend auf diesen Ergebnissen werden Konzepte der Spannungsüberlagerung analysiert und experimentell erprobt, um die Möglichkeiten der Eigenspannungseinstellung während des Umformprozesses zu vergrößern.

Eine gezielte Einstellung des Eigenspannungszustands kann genutzt werden, um die Leistungsfähigkeit von Bauteilen unter statischer und zyklischer Last zu steigern. Dies eröffnet Möglichkeiten der Materialeinsparung durch niedrigere Sicherheitsfaktoren bei der Bauteilauslegung, um dem Leichtbaugedanken zur Steigerung der Ressourceneffizienz gerecht zu werden.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>viii</b>
<b>Vorabveröffentlichung von Inhalten</b>	<b>x</b>
<b>Formelzeichen und Abkürzungen</b>	<b>xii</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Kenntnisse</b>	<b>3</b>
2.1 Inkrementelle Blechumformung .....	3
2.1.1 Prozessprinzip .....	3
2.1.2 Prozessparameter .....	4
2.1.3 Verfahrensvarianten .....	7
2.1.4 Anwendungen .....	9
2.2 Umformmechanismen .....	10
2.3 Eigenspannungen .....	13
2.3.1 Verfahren der Eigenspannungsermittlung .....	17
2.3.2 Röntgendiffraktometrie .....	18
2.3.3 Gezielte Eigenspannungseinstellung .....	20
2.3.4 Eigenspannungen in der inkrementellen Blechumformung .....	21
2.4 Fazit zum Stand der Kenntnisse .....	23
<b>3 Zielsetzung</b>	<b>25</b>
<b>4 Analyse der Umformmechanismen</b>	<b>27</b>
4.1 Experimentelle und numerische Randbedingungen .....	27
4.2 Bestimmung der Umformmechanismen .....	32
4.3 Analyse der Umformmechanismen .....	37
4.3.1 Einfache Zustellung .....	38
4.3.2 Texturanalyse .....	41
4.3.3 Mehrfache Zustellung .....	43
4.4 Zusammenfassung und Fazit .....	54
<b>5 Gezielte Eigenspannungseinstellung</b>	<b>57</b>
5.1 Experimentelle Eigenspannungsbestimmung .....	57
5.2 Numerische Eigenspannungsprognose .....	60
5.2.1 Erweiterte Materialmodellierung .....	60
5.2.2 Simulation des Ausspannprozesses .....	61
5.2.3 Einfache Zustellung .....	62
5.2.4 Mehrfache Zustellung .....	64
5.2.5 Werkzeugradius .....	69
5.3 Einfluss von Fließspannung und Blechdicke auf die Eigenspannung .....	70

---

5.3.1	Fließspannung .....	70
5.3.2	Blechdicke .....	72
5.4	Einfluss zeitabhängiger Prozessparameter auf die Eigenspannung .....	74
5.4.1	Vorschubgeschwindigkeit .....	76
5.4.2	Werkzeugrotation .....	78
5.5	Lokal begrenzte Eigenspannungseinstellung .....	80
5.6	Zusammenfassung und Fazit .....	89
<b>6</b>	<b>Gezielte Eigenspannungseinstellung durch Spannungsüberlagerung</b> .....	<b>91</b>
6.1	Druckspannungsüberlagerung .....	92
6.1.1	Prozessmodellierung und Prozessanalyse .....	95
6.1.2	Eigenspannungszustand .....	100
6.1.3	Eigenspannungsausbildung .....	101
6.1.4	Prozessgrenzen .....	103
6.2	Zugspannungsüberlagerung .....	107
6.2.1	Prozessmodellierung und Prozessanalyse .....	108
6.2.2	Eigenspannungszustand .....	110
6.2.3	Eigenspannungsausbildung .....	112
6.3	Zusammenfassung und Fazit .....	113
<b>7</b>	<b>Stabilität und Leistungsfähigkeit</b> .....	<b>115</b>
7.1	Stabilität der Eigenspannungen .....	115
7.1.1	Geometrieänderung durch Randbeschnitt .....	115
7.1.2	Eigenspannungsänderung durch Randbeschnitt .....	118
7.1.3	Zusammenfassung und Fazit .....	121
7.2	Bauteilleistungsfähigkeit .....	121
7.2.1	Überprüfung der Bauteilleistungsfähigkeit .....	122
7.2.2	Bauteilleistungsfähigkeit nach Prozesserweiterung .....	125
7.2.3	Versuchsdurchführung .....	126
7.2.4	Versuchsergebnisse .....	127
7.2.5	Zusammenfassung und Fazit .....	128
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b> .....	<b>129</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b> .....	<b>133</b>
	<b>Lebenslauf</b> .....	<b>CXL</b>

## Vorabveröffentlichung von Inhalten

Mit Zustimmung des Vorsitzenden des Promotionsausschusses wurden Ergebnisse der vorliegenden Arbeit bereits vorab in nachfolgend aufgeführter Form veröffentlicht:

- Maaß, F., Gies, S., Dobecki, M., Brömmelhoff, K., Reimers, W., Tekkaya, A. E., 2018. Analysis of residual stress state in sheet metal parts processed by Single Point Incremental Forming. Proceedings of the 21st International Conference on Material Forming, Palermo, Italien, DOI: 10.1063/1.5035043.
- Maaß, F., Hahn, M., Dobecki, M., Thannhäuser, E., Reimers, W., Tekkaya, A. E., 2019a. Influence of tool path strategies on the residual stress development in single point incremental forming. *Procedia Manufacturing*, 29, S. 53–58, DOI: 10.1016/j.promfg.2019.02.105.
- Maaß, F., Hahn, M., Dobecki, M., Poeche, A., Brömmelhoff, K., Reimers, W., Tekkaya, A. E., 2019b. Forming mechanisms-related residual stress development in Single Point Incremental Forming. *Production Engineering*, 13(2), S. 149–156, DOI: 10.1007/s11740-018-0867-3.
- Maaß, F., Hahn, M., Dobecki, M., Reimers, W., Tekkaya, A. E., 2019c. Setting Component Properties in Incremental Forming. Proceedings of the Material Science & Technology Conference (MS&T 2019), Portland, Oregon, USA, DOI: 10.7449/2019mst/2019/mst\_2019\_1176\_1182.
- Maaß, F., Hahn, M., Tekkaya, A. E., 2020. Interaction of Process Parameters, Forming Mechanisms and Residual Stresses in Single Point Incremental Forming, *Metals*, 10(5), 656, DOI: 10.17877/de290r-21034.
- Maaß, F., Hahn, M., Tekkaya, A. E., 2021a. Adjusting Residual Stresses by Flexible Stress Superposition in Incremental Sheet Metal Forming. *Archive of Applied Mechanics*, 91(8), S. 3489–3499, DOI: 10.1007/s00419-021-01929-x.
- Maaß, F., Hahn, M., Dobecki, M., Reimers, W., Tekkaya, A. E., 2021b. Gezielte Steuerung der Bauteileigenspannungen durch inkrementelle Blechumformung. *Forschung im Ingenieurwesen*, 85(3), S. 807–816, DOI: 10.1007/s10010-021-00485-8.
- Maqbool, F., Maaß, F., Buhl, J., Hahn, M., Hajavifard, R., Walther, F., Tekkaya, A. E., Bambach, M., 2021. Targeted Residual Stress Generation in Single and Two Point Incremental Sheet Forming. *Archive of Applied Mechanics*, 91, S. 3465–3487, DOI: 10.1007/s00419-021-01935-z.
- Maaß, F., Hahn, M. and Tekkaya, A. E., 2022. Setting Residual Stresses in Tensile Stress-Superposed Incremental Sheet Forming. *Key Engineering Materials*, 926, S. 655–662, DOI: 10.4028/p-232uip.

Maaß, F., Hahn, M. and Tekkaya, A. E., 2024. Controlling Product Properties by Compressive Stress-superposed Incremental Forming. Proceedings of the International Conference on the Technology of Plasticity – Current Trends in the Technology of Plasticity (ICTP 2023), Mandelieu-la-Napoule, Frankreich, DOI: 10.1007/978-3-031-41023-9\_73.

Im Zusammenhang mit dieser Dissertation sind folgende Abschlussarbeiten entstanden:

Borek, M., 2020. Prozesserweiterung zur zugspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung, Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund.

Hainmann, T., 2021. Einrichtung eines Versuchsaufbaus zur Zugspannungsüberlagerung in der inkrementellen Blechumformung, Projektarbeit, Technische Universität Dortmund.

Kleinhorst, L., 2021. Analyse von Eigenspannungen in Bauteilen, hergestellt durch druckspannungsüberlagerte inkrementelle Blechumformung, Masterarbeit, Technische Universität Dortmund.

Polat, H. C., 2020. Prozesserweiterung zur druckspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung, Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund.

Sauerwald, P., 2021. Analyse von Eigenspannungen in Bauteilen, hergestellt durch zugspannungsüberlagerte inkrementelle Blechumformung, Masterarbeit, Technische Universität Dortmund.

Schreiner, C., 2019. Analyse des Einflusses nachgelagerter Schneidprozesse auf den Eigenspannungszustand inkrementell umgeformter Blechbauteile, Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund.

## Formelzeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$A$	mm <sup>2</sup>	Abtragsfläche
$A_g$	-	Gleichmaßdehnung
$b$	mm	Bauteilbreite
$d$	mm	Netzebenenabstand
$D$	mm	Durchmesser
$E$	GPa	Elastizitätsmodul
$f$	Hz	Frequenz
$F$	N	Umformkraft
$F_{\text{Klemm}}$	N	Klemmkraft
$F_{\text{Streck}}$	N	Streckkraft
$h$	mm	Bauteilhöhe
$H$	HV	Vickershärte
$H_M$	°	Shorehärte
$I$	A	Stromstärke
$k_f$	MPa	Fließspannung
$k_{f,0}$	MPa	Anfangsfließspannung
$L$	mm	Sickenlänge
$l$	mm	Bauteillänge
$l_K$	mm	Kalottenlänge
$M$	Nm	Drehmoment
$m_T$	-	Werkzeugmittelpunkt
$n$	-	Beugungsordnung der Interferenz
$Q_\infty$	-	Fließflächenänderung
$R$	mm	Radius
$r_A$	-	Anisotropiekoeffizient
$R_a$	µm	mittlere arithmetische Oberflächenrauheit
$r_m$	-	Senkrechte Anisotropie
$R_m$	N·mm <sup>-2</sup>	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	N·mm <sup>-2</sup>	Dehngrenze
$r_T$	mm	Werkzeugradius
$R_{Wz}$	mm	Werkzeugradius

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$R_z$	$\mu\text{m}$	Rauheitstiefe
$s$	$\text{mm}$	Elastische Beugungskonstante (DEK)
$t$	$\text{mm}$	Blechdicke
$T$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
$t_a$	$\text{s}$	Haltezeit
$T_a$	$^{\circ}\text{C}$	Glühtemperatur
$T_S$	$\text{K}$	Schmelztemperatur
$T_R$	$\text{K}$	Rekristallisationstemperatur
$V$	$\text{m}^3$	Volumen
$v_f$	$\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$	Vorschubgeschwindigkeit des Werkzeugs
$w$	$\text{mJ}\cdot\text{mm}^{-3}$	Energiedichte
$w_{\text{total}}$	$\text{mJ}\cdot\text{mm}^{-3}$	Gesamtenergie
$\hat{x}$	$\text{N}$	Amplitude
$Y$	$\text{MPa}$	Fließspannung
$z$	$\text{mm}$	Abstand von der neutralen Faser
$Z$	-	Zyklen
$Z_{\text{Riss}}$	-	Zyklen bis zur Rissinitiierung
$\alpha_k$	-	Formzahl
$\beta$	$^{\circ}$	Biegewinkel
$\gamma$	-	Scherdehnung
$\Delta r$	-	Ebene Anisotropie
$\Delta z$	$\text{mm}$	Vertikales Zustellinkrement
$\delta$	$\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	Massendichte
$\varepsilon$	-	technische Dehnung
$\theta$	$\text{min}^{-1}$	Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs
$\theta_B$	$^{\circ}$	Bragg-Winkel
$\lambda$	-	Wellenlänge der Strahlung
$\mu$	-	Reibbeiwert
$\nu$	-	Querkontraktionszahl (Poissonzahl)
$\sigma$	$\text{MPa}$	Spannung
$\sigma_k$	$\text{MPa}$	Kerbspannung
$\sigma_N$	$\text{MPa}$	Nennspannung
$\sigma^I$	$\text{MPa}$	Eigenspannung I. Art



<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$\sigma^{\text{II}}$	MPa	Eigenspannung II. Art
$\sigma^{\text{III}}$	MPa	Eigenspannung II. Art
$\sigma_{zz}$	MPa	Hauptspannung in z-Richtung
$\sigma_{\theta\theta}$	MPa	Hauptspannung in Umfangsrichtung
$\tau$	$\mu\text{m}$	Eindringtiefe
$\varphi$	-	Formänderung (logarithmische Dehnung)
$\dot{\varphi}$	$\text{s}^{-1}$	Vergleichsdehnrage
$\phi$	$\text{mm}^2$	Fläche
$\psi$	$^\circ$	Winkelkoordinate (Polarkoordinatensystem)
$\Psi$	$^\circ$	Zargenwinkel

### Indizes

<b>Index</b>	<b>Beschreibung</b>
$\infty$	Größe mit final konvergierendem Verhalten
b	Biege
el	Elastisch
ES	Eigenspannung
Exp	Experiment
ges	Gesamt
i	Initialwert
kin	Kinematisch
max	Maximal
makro	Makroskopisch
min	Minimal
pl	Plastisch
r	Radial
Sim	Simulation
t	Tangential
Wz	Werkzeug
x	Größe in x-Richtung
y	Größe in y-Richtung
z	Größe in z-Richtung
0	Initialwert
1	Wert nach der Umformung

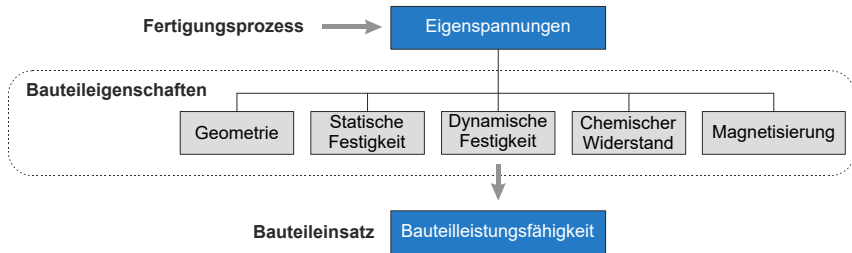
*Abkürzungen*

<b>Abkürzung</b>	<b>Beschreibung</b>
3D	Dreidimensional
CNC	Computerized Numerical Control
CAD	Computer Aided Design
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
DP	Dualphasenstahl
Fa.	Firma
FEM	Finite-Elemente-Methode
FWHM	Halbwertsbreite
HCF	High Cycle Fatigue
IBU	Inkrementelle Blechumformung
i.O.	In Ordnung
kr.	Kritisch
M.R.D.	Multiples of a Random Distribution
PU	Polyurethan
RAM	Random Access Memory
RD	Radiale Richtung
RSA	Röntgenografische Eigenspannungsanalyse
Sh	Shorehärte
SPIF	Single Point Incremental Forming
TPIF	Two-Point Incremental Forming
WR	Walzrichtung
XRD	X-ray diffraction (Röntgenbeugung)



# 1 Einleitung

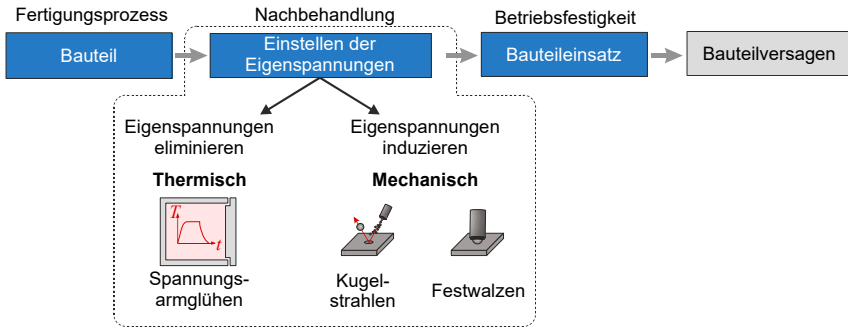
Konsequenter Leichtbau schöpft in Umformprozessen alle Potenziale aus, um die geforderte Leistungsfähigkeit gefertigter Komponenten bei gleichzeitig geringem Ressourcenverbrauch zu gewährleisten. Dieses Vorgehen ermöglicht eine Einsparung von CO<sub>2</sub>-Emissionen durch Materialeinsparung in der Fertigung als auch durch eine Gewichtsreduktion bewegter Massen im Bauteileinsatz (Tekkaya et al., 2014). Für alle inhomogenen Umformvorgänge sind Eigenspannungen prozessimmanent, die in den gefertigten Komponenten am Ende der Prozesskette im Bauteil verbleiben können. Diese inneren Spannungen sind ohne den Angriff einer äußeren Last im Gleichgewicht. Unter Lasteinwirkung im Betrieb summieren sich die vorhandenen Eigenspannungen und die äußeren Lastspannungen. Je nach Vorzeichen, Höhe und Belastungsart bestimmen Eigenspannungen die Bauteileigenschaften und damit die Bauteilleistungsfähigkeit (**Bild 1.1**). Eine gezielte Nutzung von Eigenspannungen unterstützt die betriebsfeste Bauteilauslegung und kann durch eine Reduktion von Sicherheitsfaktoren und eine damit verbundene Gewichtseinsparung wesentlich zum konstruktiven Leichtbau beitragen.



**Bild 1.1:** Einfluss von Eigenspannungen auf die Bauteileigenschaften

Der Zeitpunkt bis zum Versagen eines zyklisch belasteten Bauteilbereichs kann durch oberflächennahe Eigenspannungen vermindert oder erheblich gesteigert werden. In der Bauteilauslegung finden die positiven Aspekte umforminduzierter Eigenspannungen nur wenig Beachtung. Zumeist, da geeignete Prognosemodelle fehlen. Eine Kenntnis der Eigenspannungen im Fertigungsprozess ist essenziell für die anforderungsgerechte Bauteilauslegung. Ein gezieltes Einstellen von Eigenspannungen erfolgt in einem dem Fertigungsprozess nachgelagerten Arbeitsschritt (**Bild 1.2**). Hier besteht die Möglichkeit, durch Wärmebehandlungen schädliche, meist Zugeigenspannungen durch Spannungsarmglühen aus den Bauteilen zu entfernen oder zum Abbau eines eigenspannungsinduzierten geometrischen Bauteilverzugs. Bei hochbelasteten Bauteilen werden durch nachträgliche mechanische, thermische oder thermochemische Oberflächenbehandlung Druckeigenspannungen in das Bauteil eingebracht, welche die Betriebsfestigkeit steigern und zu einem späteren Bauteilversagen führen. Diese Nachbearbeitungsschritte beanspruchen Ressourcen wie Bearbeitungszeit und Energie, wodurch zusätzliche Kosten

verursacht werden. Durch die Möglichkeit, den Eigenspannungszustand bereits während des Umformprozesses gezielt einzustellen, kann eine Nachbehandlung der Bauteile zum Einstellen der Eigenspannungen entfallen.



**Bild 1.2:** Gezieltes Einstellen von Eigenspannungen

Für eine gezielte Einstellung der Eigenspannungen im Umformprozess ist eine fundierte Kenntnis über die Entstehung der Eigenspannungen während der Umformung im Zusammenhang mit den Prozessparametern notwendig. Zudem werden geeignete Prognosemodelle benötigt, um die Eigenspannungen in Höhe und Ausprägung lokal definiert in Bauteile einbringen zu können. Die inkrementelle Blechumformung ist ein flexibles Umformverfahren zur Herstellung komplexer dreidimensionaler Hohlkörper durch einen geometrieunabhängigen Druckstichel. Die im Umformprozess fortschreitende Umformzone ist hierbei auf den Bereich um das Werkzeug begrenzt. Der Prozess ist gekennzeichnet durch eine Akkumulation lokaler Biegeoperationen, gefolgt von lokalen und globalen Rückfederungseffekten und daraus resultierenden Eigenspannungen. Diese führen zu einer vergleichsweise hohen geometrischen Abweichung im Vergleich zu konventionellen Umformprozessen. Diese Geometrieabweichungen können durch eine Anpassung der Werkzeugbahn kompensiert werden, sodass die inkrementelle Blechumformung als flexibles Fertigungsverfahren für Produkte mit hoher Variantenvielfalt und geringen Stückzahlen wirtschaftlich eingesetzt werden kann. Durch die Einsparung einer Nachbehandlung, wie einer ressourcenintensiven thermischen Behandlung zur Einstellung von Eigenspannungen, sowie durch Potenziale einer Materialeinsparung durch die Ausschöpfung von Leichtbaupotenzialen bei Berücksichtigung der positiven Aspekte von Eigenspannungen während der Bauteilauslegung, kann ein Beitrag geleistet werden, um CO<sub>2</sub>-Emissionen im Herstellungsprozess einzusparen und das Gewicht bewegter Massen während der Nutzungsdauer zu reduzieren. Die gezielte Eigenspannungseinstellung während der Umformung ist somit eine Möglichkeit, den ökonomischen und ökologischen Herausforderungen der Zukunft in Produktion und Fertigung mit effizienteren Prozessen zu begegnen.

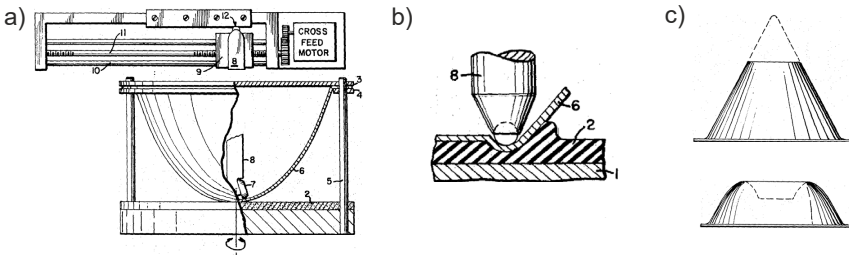
## 2 Stand der Kenntnisse

In diesem Kapitel werden zunächst die Grundlagen der inkrementellen Blechumformung sowie die Prozessvarianten und Anwendungsgebiete dargelegt. Nachfolgend werden eine Definition von Eigenspannungen, die Mechanismen der Eigenspannungsentstehung und Methoden zur Eigenspannungseinstellung dargestellt.

### 2.1 Inkrementelle Blechumformung

#### 2.1.1 Prozessprinzip

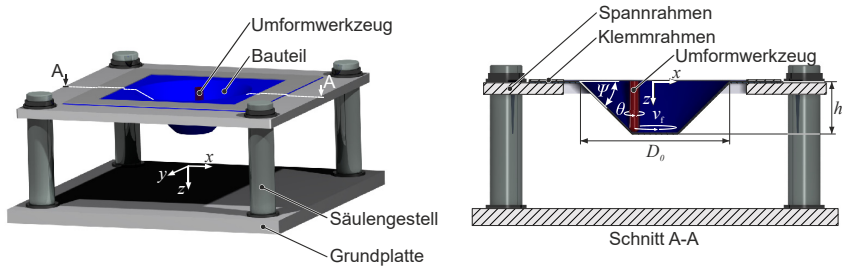
Die inkrementelle Blechumformung, kurz IBU, ist ein flexibles Umformverfahren zur Herstellung dreidimensionaler Blechbauteile. Das Patent zur inkrementellen Blechumformung geht auf Edward Leszak zurück, dessen Idee eines flexiblen Blechumformverfahrens ohne die Verwendung eines formgebenden Gegenwerkzeugs, Dorns oder einer Matze im Jahr 1967 in den USA patentiert wurde (Leszak, 1967). Das Verfahren ist eine Weiterentwicklung des Drückens zur Herstellung konischer, rotations-symmetrischer Blechbauteile. Für die inkrementelle Blechumformung werden Umformwerkzeuge mit integriertem, frei rotierendem Wälzkörper, mit rollierender Kugel oder Drückstickel mit starrem, konisch zulaufendem Ende beschrieben (**Bild 2.1**). Das Bauteilspektrum wird im Patent von Leszak mit Paraboloiden, Kegeln und Kegelstümpfen angegeben. In einem zweistufigen Verfahren sind auch kombiniert konkav-konvexe Formen darstellbar. Für die horizontale Zustellung des Werkzeugs wird ein Elektromotor eingesetzt. Zur Steuerung der Werkzeugbewegung wird die in den 1950er-Jahren neu aufgekommene CNC-Steuerung beschrieben. Die Potenziale des Verfahrens liegen in der schnellen Werkstückverfügbarkeit und der wirtschaftlichen Fertigung von Modell- und Prototypen sowie von kleinen Losgrößen (Martins et al., 2009). In der patentierten Verfahrensvariante rotiert das eingespannte Blech für den Werkzeugvorschub in Umfangsrichtung.



**Bild 2.1:** Prinzipskizze der inkrementellen Blechumformung (Leszak, 1967)

### 2.1.2 Prozessparameter

Nach der Definition von Jeswiet et al. (2005) ist die inkrementelle Blechumformung ein Blechumformverfahren mit massivem, kleinformatigem Umformwerkzeug ohne große formgebundene Gegenwerkzeuge. Das Umformwerkzeug ist hierbei im kontinuierlichen Kontakt mit dem Blech und wird kontrolliert im dreidimensionalen Raum bewegt. In einer Verfahrensvariante der inkrementellen Blechumformung, dem Single Point Incremental Formung, kurz SPIF, wie im **Bild 2.2** dargestellt, besteht der Aufbau aus einem Spannrahmen, einer Blechplatte und dem geometrieunabhängigen Umformwerkzeug.



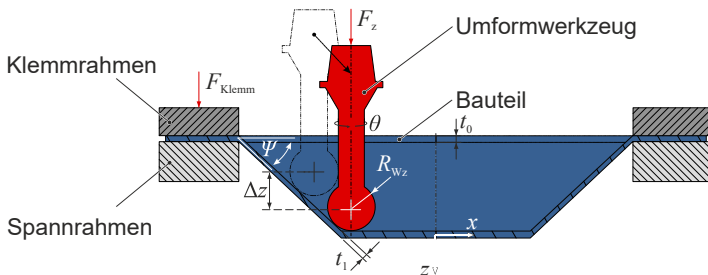
**Bild 2.2:** Prozessaufbau der inkrementellen Blechumformung

Das eingespannte Blech wird durch die kontinuierliche CNC-Bewegung des Werkzeugs entlang einer vordefinierten Werkzeugbahn umgeformt. Das Blech ist hierbei durch einen Spannrahmen an den Rändern eingespannt. Der Drückstichel kann frei im dreidimensionalen Raum geführt werden und wird entlang der Werkzeugbahn mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  fortbewegt. Zur Reduktion der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück rotiert das Werkzeug im Gleichlauf um die eigene Achse. Für eine optimale, schlupffreie Abrollbewegung des Werkzeugs auf dem Werkstück muss die Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta$  in einem bestimmten Verhältnis zur Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  stehen. Dieses Verhältnis kann beschrieben werden durch die geometrische Beziehung von Werkzeugradius  $R_{Wz}$  und dem Zargenwinkel  $\Psi$  (**Bild 2.3**) (Jeswiet et al., 2005):

$$\theta = \frac{v_f}{\pi \cdot R_{Wz} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot (1 - \cos 2\Psi)}} \quad (2.1)$$

Durch eine schrittweise Zustellung des Umformwerkzeugs orthogonal zur Blechebene erfolgt sukzessive eine Bearbeitung der Kontur in der jeweiligen Arbeitsebene. Die Zustellung erfolgt diskret oder kontinuierlich bis zur vollständigen Ausformung der dreidimensionalen Bauteilgeometrie (Filice et al., 2002). Die wesentlichen Einflussgrößen der inkrementellen Umformung sind im **Bild 2.3** dargestellt. Das durch den Klemmrahmen mit der Klemmkraft  $F_{Klemm}$  an den Rändern eingespannte Blech wird

durch die Werkzeugzustellung in  $z$ -Richtung in die Tiefe ausgeformt. Das Umformwerkzeug bearbeitet schrittweise eine Bearbeitungsebene und wird unter Einhaltung des Zargenwinkels  $\Psi$  um das Zustellinkrement  $\Delta z$  verschoben. Das sphärische Ende des Umformwerkzeugs weist einen Radius  $R_{Wz}$  auf. Im Gegensatz zur Umformung werkzeuggebundener Prozesse erfolgt die IBU in einem lokal begrenzten Bereich, in dem das Werkstück mehrfach be- und entlastet wird (Emmens und van den Boogaard, 2009a). Die Größe der gewählten Zustellinkremente beeinflusst die Rauheit und Geometrie der werkzeugzugewandten Bauteilseite. Große Zustellinkremente verursachen Einkerbungen in der Oberfläche in Werkzeugvorschubrichtung. Kleinere Inkremente führen zu einer verbesserten Oberflächengüte, steigern aufgrund der längeren Werkzeugbahn jedoch die Prozesszeit.



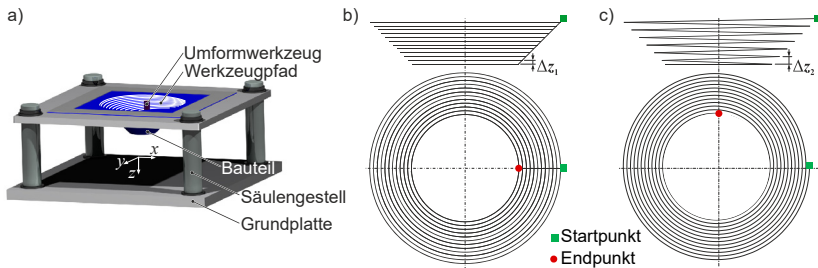
**Bild 2.3:** Prozessparameter der inkrementellen Blechumformung

### Bahnstrategie

Zur Herstellung eines dreidimensionalen Hohlkörpers können im Wesentlichen drei Werkzeugbahnstrategien unterschieden werden (Ambrogio et al., 2004). Durch eine unidirektionale Werkzeugbahn wird das Bauteil in mehreren Bearbeitungsebenen in die Tiefe ausgeformt (**Bild 2.4**). Das Werkzeug wird hierfür sukzessive entlang kreisrunder Bahnen mit absteigendem Bahndurchmesser geführt. Der Wechsel der Bearbeitungsebenen erfolgt jeweils durch eine Werkzeugzustellung in die Tiefe. Die Zustellung erfolgt mit dem konstanten Inkrement  $\Delta z$ , das sich als Zustellmarke im Werkstück abzeichnet. Bei der unidirektionalen Bahnstrategie bleibt die Richtung des Werkzeugvorschubs in jeder Arbeitsebene konstant. Bei der bidirektionalen Bahnstrategie alterniert die Richtung des Werkzeugs nach jeder Bearbeitungsebene im Uhrzeigersinn bzw. gegen den Uhrzeigersinn. Dieser Richtungswechsel mindert den Effekt einer Verdrehung des Bauteils um die eigene Achse (Matsubara, 2001). Eine weitere Bahnstrategie ist die Spiralbahn (**Bild 2.4c**) (Skjoedt et al., 2007). Die Ausformung erfolgt hierbei durch eine kontinuierliche Werkzeugzustellung in die Tiefe entlang einer Spiralbahn. Der vertikale Abstand der Bahnen hat den konstanten Abstand  $\Delta z$ . Die kontinuierliche Zustellung verhindert eine Abzeichnung sichtbarer Zustellmarken. Die Spiralbahn erfordert im Vergleich zur uni- bzw. bidirektionalen



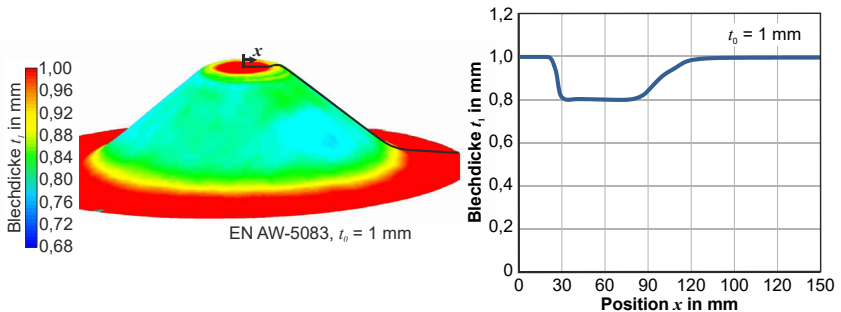
Werkzeugbahn eine komplexe Bahnplanung. Die kontinuierliche Zustellung verhindert eine Abzeichnung sichtbarer Zustellmarken. Die Spiralbahn erfordert im Vergleich zur uni- bzw. bidirektionalen Werkzeugbahn eine komplexe Bahnplanung. Neben den genannten Bahnstrategien sind für die Variante des SPIF auch mehrstufige Bahnstrategien beschrieben, um die Geometriegenauigkeit zu erhöhen oder um hohe Bauteilzargen mit einer Neigung von bis zu  $\psi = 80^\circ$  erzeugen zu können (Lu et al., 2019).



**Bild 2.4:** a) Prozessaufbau SPIF, b) uni-/bidirektionale Werkzeugbahn, c) Spiralbahn

### Geometrie

Exzessive Blechausdünnung und eine geringe geometrische Genauigkeit sind bekannte Prozessgrenzen der IBU. Wird aus einem CAD-Modell direkt eine CNC-Bahn generiert, führen Eigenspannungen und Rückfederungseffekte nach dem Ausspannen zu großen geometrischen Abweichungen (Junk, 2003). Innerhalb der letzten Dekaden wurden große Anstrengungen unternommen, um die Geometriegenauigkeit des Umformverfahrens zu verbessern (Jeswiet et al., 2005).



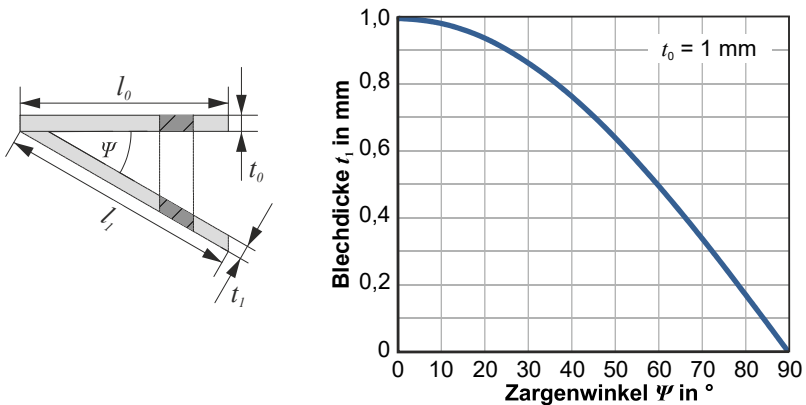
**Bild 2.5:** Blechdickenverteilung am Kegelstumpf (SPIF,  $\psi = 40^\circ$ )

Die verwendete Bahnstrategie ist ein wesentlicher Einflussfaktor der Geometriegenauigkeit. Mit dem Einsatz geeigneter, computergestützter Optimierungsprozesse kann

durch eine verbesserte Werkzeugbahn eine bessere Geometriegenauigkeit erzielt werden. Beispielsweise werden in einem iterativen Optimierungsprozess durch gezieltes Überformen Rückfederungseffekte kompensiert (Hirt et al., 2004). Durch die Blecheinspannung an den Rändern wird ein Nachfließen des Blechs in die Bauteilzarge verhindert, wie es z. B. im Tiefziehprozess zu beobachten ist. Dies führt im IBU-Prozess zu einer Blechverdünnung der umgeformten Bereiche. Im **Bild 2.5** ist die experimentell ermittelte Blechdickenverteilung eines ausgeformten Kegelstumpfs mit einem Zargenwinkel  $\Psi = 40^\circ$  dargestellt. In Anlehnung an das Umformverfahren des Drückens kann die resultierende Blechdicke  $t_1$  unter dem Zargenwinkel  $\Psi$  im umgeformten Bereich näherungsweise durch das Sinus-Gesetz (**Gl. (2.2)**) bestimmt werden (Matsubara, 2001):

$$t_1 = t_0 \cdot \sin(90^\circ - \Psi). \quad (2.2)$$

Der Annahme des Sinus-Gesetzes liegt eine homogene Blechverdünnung zugrunde. Aus der Annahme des Sinus-Gesetzes resultiert unter Berücksichtigung der Volumenkonstanz eine steigende Blechverdünnung mit zunehmendem Zargenwinkel bis zu einem theoretischen Materialversagen für einen Zargenwinkel  $\Psi = 90^\circ$  (**Bild 2.6**).

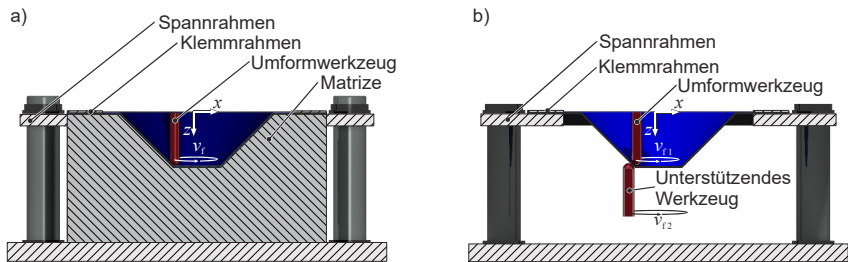


**Bild 2.6:** Prognostizierte Blechverdünnung nach dem Sinus-Gesetz

### 2.1.3 Verfahrensvarianten

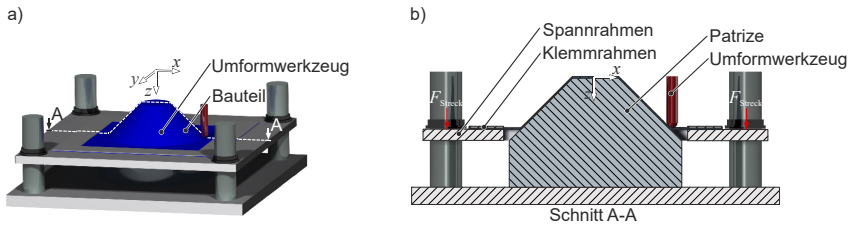
Das Verfahren der inkrementellen Blechumformung weist Schwächen insbesondere in Bezug auf die Geometriegenauigkeit und Prozesszeit im Vergleich zu konventionellen Umformverfahren auf. Beim Single Point Incremental Forming wird das Blech mit dem geometrieunabhängigen Umformwerkzeug einseitig umgeformt. Das SPIF-Verfahren führt zu einem hohen Maß an Flexibilität, da das Design und der kostenintensive Herstellungsprozess einer Matrize entfallen können. Zudem macht die Möglichkeit, diese Variante an einer konventionellen 3-Achs-CNC-Fräsmaschine durchführen zu können, zur kostengünstigsten Verfahrensvariante der inkrementellen

Blechumformung. Die auftretenden Rückfederungseffekte und die fehlende Abstützung auf der werkzeugabgewandten Bauteilseite führen zu einer vergleichsweise geringen geometrischen Genauigkeit. Die von Matsubara (2001) entwickelte Verfahrensvariante des Two-Point Incremental Forming (TPIF) (**Bild 2.7**) kann durch den Einsatz einer stützenden Voll- oder Teilmatrize die geometrische Genauigkeit der gefertigten Bauteile verbessern (Lu et al. 2019). Durch die Verwendung eines geometrieabhängigen Werkzeugs ist TPIF mit Voll- und Teilpatrize jedoch weniger flexibel als SPIF. Neben TPIF mit starrem Gegenwerkzeug sind Konzepte mit flexibler Teilpatrize (Sebastiani et al., 2012) oder aktiven bzw. passiven Medien einsetzbar. Als flexibles Gegenwerkzeug werden Gummi-Vollmatrizen, viskose Medien (Öl) oder Druckluft eingesetzt. Eine Verfahrensvariante des TPIF mit hoher Flexibilität und Geometriegeauigkeit stellt der Einsatz eines zweiten, unterstützenden Umformwerkzeugs dar. Dies kann durch den Einsatz zweier Roboterkinematiken ermöglicht werden, mit der zwei Umformwerkzeuge unabhängig voneinander im Raum geführt werden können (Meier et al., 2007). Diese Verfahrensvariante ist gekennzeichnet durch hohe Investitionskosten und eine komplexe Bahnsteuerung zur Synchronisation beider Umformwerkzeuge.



**Bild 2.7:** Prozessprinzip Two-Point Incremental Forming mit a) starrer Voll-Matrize und b) mit flexiblem Gegenwerkzeug

Ein gemeinsamer Nachteil von IBU-Prozessen ist eine hohe Prozesszeit im Vergleich zu konventionellen Umformprozessen. Eine Reduzierung der Prozesszeit kann erreicht werden, indem durch eine Vielzahl parallel arbeitender Werkzeuge in mehreren Umformzonen gleichzeitig umgeformt wird, wie von Kwiatkowski et al. (2010) beschrieben. Eine weitere Möglichkeit ist eine von Taleb Araghi et al. (2009) vorgestellte Verfahrenskombination aus IBU und dem Streckziehen, was zu einer Verkürzung der Produktionszeit führt. In diesem zweistufigen Prozess wird im ersten Schritt das Blech mithilfe eines vertikal verschiebbaren Blechhalters mit einer Kraft  $F_{\text{Streck}}$  über einer positiven Matrize streckumgeformt (**Bild 2.8**). Nach dem Streckformungsprozess zur Erzeugung einer Vorform können geometrische Details wie Hinterschnitte mittels IBU in das vorgeformte Bauteil eingestempelt werden, um die Zielgeometrie zu erreichen.



**Bild 2.8:** Prozesskombination aus Streckziehen und IBU

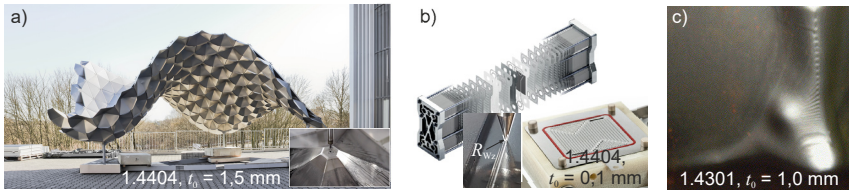
Bei dieser Verfahrenskombination wird eine gleichmäßigere Blechdickenverteilung ohne eine exzessive Blechdünnung beobachtet. Dieser Ansatz ist vorteilhaft hinsichtlich der reduzierten Prozesszeit. Aufgrund der Notwendigkeit einer geometrieabhängigen Vollpatrizie hat dieser Ansatz in Bezug auf die Flexibilität, insbesondere im Vergleich zu SPIF-Prozessen, einen erheblichen Nachteil.

#### 2.1.4 Anwendungen

Die steigende Nachfrage nach kundenindividuellen Produkten führt zu einer Zunahme der Produktvielfalt, die nur durch flexible Fertigungsprozesse befriedigt werden kann. Die IBU ist ein Verfahren zur flexiblen Herstellung dreidimensionaler Blechhohlkörper beliebiger Geometrie. Die IBU zeichnet sich durch eine schnelle Werkstückverfügbarkeit bei geringen Maschinen- und Werkzeugkosten aus und ist besonders für kleine Losgrößen wirtschaftlich sinnvoll (Tuomi et al., 2004). Da der SPIF-Prozess auf jeder herkömmlichen 3-Achs-CNC-Fräsmaschine durchgeführt werden kann, können auch komplex geformte Blechteile kostengünstig gefertigt werden (Jeswiet et al., 2001). Das Verfahren eignet sich daher für die verschiedensten Anwendungsgebiete in Architektur, Medizintechnik, Antriebstechnik und den Fahrzeugbau.

Der Einsatz der IBU für die Fertigung individuell angepasster Fassadenelemente für den Fassadenbau wird von Bailly et al. (2014) demonstriert. Die Herstellung selbsttragender, leichter Freiformstrukturen, die funktionale Eigenschaften und Design integrieren, bieten neue Möglichkeiten für die Fassadengestaltung (**Bild 2.9a**).

In der Antriebstechnik werden für die Fertigung von Brennstoffzellenstacks Bipolarplatten mit angepassten Kanalstrukturen verwendet. Tebaay et al. (2019) zeigen die Anwendung des TPIF für die Erprobung in der Brennstoffzellenentwicklung. Hierzu werden in Stahlfolien (1.4404,  $t_0 = 0,1$  mm) kostengünstig Kanalstrukturen mit Mikro-IBU ( $R_{wz} = 0,05$  mm) eingeformt zur Herstellung von Bipolarplatten, aus denen Brennstoffzellen zusammengesetzt werden (**Bild 2.9b**).



**Bild 2.9:** a) Freiform-Fassadenelement (Baily et al., 2014), b) Brennstoffzellenstack mit Bipolarplatte (N. N., 2022a), c) Fußorthese (Ambrogio, 2005)

Duflou et al. (2013) stellen ein individuell angepasstes medizinisches Schädelimplantat aus Titan (Grad 2,  $t_0 = 0,5 \text{ mm}$ ) vor, dass durch den Einsatz einer mehrstufigen IBU-Bahnstrategie mit Zargenwinkeln  $\Psi$  bis zu  $61^\circ$  fehlerfrei gefertigt werden kann. Ambrogio et al. (2005) erstellen auf Grundlage einer digitalisierten Fußgeometrie ein CAD-Modell, infolgedessen eine NC-Bahn generiert und eine passgenaue Knöchelorthese aus Chrom-Nickel-Stahl 1.4301 ( $t_0 = 1 \text{ mm}$ ) mit IBU hergestellt wurde (**Bild 2.9c**).

Für die Massenproduktion in der Automobilindustrie ist der Einsatz der IBU aufgrund der vergleichsweise hohen Prozesszeit im Nachteil. Einen wesentlichen Kostenvorteil bietet das Verfahren jedoch, um die Verfügbarkeit von Ersatzteilen vergangener Fahrzeugmodelle sicherzustellen. Hier bietet der flexible TPIF-Prozess durch den Verzicht kostenintensiver, formgebundener Werkzeuge einen wesentlichen Vorteil und spart dadurch teure und zeitaufwendige Schritte der konventionellen Karosseriefertigung zur Herstellung von Umformwerkzeugen. Bei diesem Verfahren arbeiten zwei Roboterkinematiken an gegenüberliegenden Seiten einer Metallplatte. Dies ermöglicht die Herstellung komplexer konkav-konvexer Formen mit hoher Maßhaltigkeit (**Bild 2.10**). (N. N., 2023)

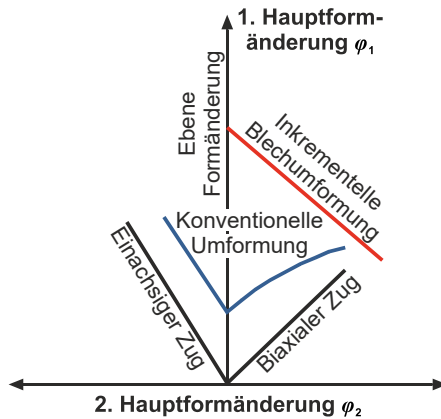


**Bild 2.10:** a) Fertigung von Karosseriekomponente mittels TPIF, b) Gefertigte Karosseriekomponente, c) Endbearbeitete Karosseriekomponente (N. N., 2023)

## 2.2 Umformmechanismen

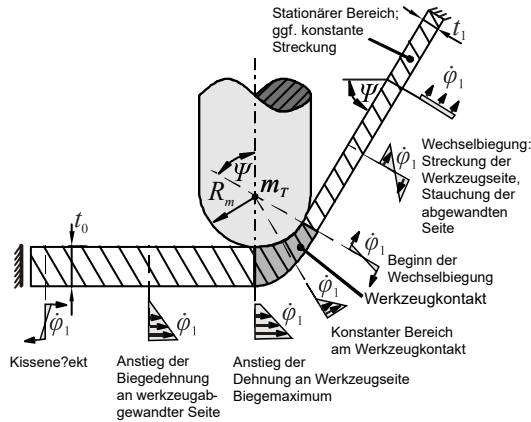
Im Vergleich zu konventionellen Blechumformverfahren wie dem Tiefziehen kann bei der inkrementellen Blechumformung durch eine Spannungsüberlagerung in einem lokal begrenzten Bereich der Umformzone ein hohes Formänderungsvermögen erzielt werden. Zudem werden die Prozesskräfte reduziert und auch die Bearbeitung hochfester

Werkstoffe und komplexer Geometrien ermöglicht. Eine Einordnung der IBU im Grenzformänderungsdiagramm für duktile Metalle im Vergleich zu konventionellen Umformprozessen ist im **Bild 2.11** gegeben, welche die Versagensgrenzen bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen wiedergibt. Die Grenzformänderungskurve ist in den Grenzen gültig, dass ein monotoner Dehnungspfad und eine Umformung durch Membranspannung vorherrschen, Biegung und Dickenschерung vernachlässigbar sind und ein ebener Spannungszustand herrscht. Im IBU-Prozess ergibt sich ein komplexer Zusammenhang der Spannungsbildung, der auf der Überlagerung der Umformmechanismen Biegung, Scherung und Membrananteil beruht. Der IBU-Prozess erfüllt die genannten Annahmen der konventionellen Grenzformänderungskurve daher nicht und ermöglicht dadurch ein erhöhtes Umformvermögen (Emmens und van der Boogaard, 2009a).



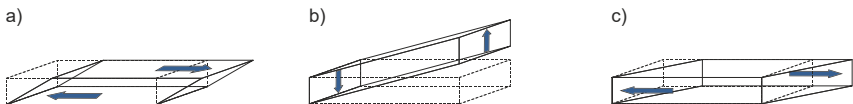
**Bild 2.11:** Einordnung des IBU-Prozesses im Grenzformänderungsdiagramm (nach Filice et al., 2002)

Die Umformmechanismen der inkrementellen Blechumformung im Vergleich zu konventionellen Umformverfahren sind noch Gegenstand aktueller Forschung. Es haben sich verschiedene Ansätze etabliert, die eine Kombination aus Scherung, Biegung und Membrananteil als Hauptumformmechanismen identifizieren (Emmens und van den Boogaard, 2009b). Silva et al. (2008) erklären anhand der Membrantheorie, dass Dehnung im Zusammenhang mit der Blechdickenreduktion der vorherrschende Umformmechanismus im SPIF-Prozess ist. Sebastiani (2016) demonstriert experimentell eine Membrandehnung senkrecht zur Werkzeugvorschubrichtung (**Bild 2.12**). Dieser Effekt gewinnt an Einfluss durch ein verringertes vertikales Zustellinkrement und reduzierten Werkzeugdurchmesser (Maqbool und Bambach, 2017). Der Einfluss des Biegemechanismus als wesentlicher Umformmechanismus wird von Emmens und van den Boogaard beschrieben (2009b).



**Bild 2.12:** Identifizierte Wirkprinzipien des SPIF (Sebastiani, 2016)

Als Ergebnis des Biegemechanismus während des Umformvorgangs zeigen sich größere Dehnungen auf der Werkzeugeite als auf der werkzeuga-bgewandten Seite sowie nicht lineare Spannungen auf der Werkzeugeite (Dobecki, 2020). Beim SPIF erfolgt die Biegung immer in Kombination mit einer Dehnungskomponente senkrecht zum Werkzeugvorschub (Emmens und van den Boogard, 2009c). Daher können zusätzliche Zugspannungen auf der Werkzeugeite gemessen werden. Sebastiani (2016) stellt senkrecht zum Werkzeugvorschub auf der Werkzeugeite größere plastische Dehnungen fest als auf der werkzeuga-bgewandten Seite. Maqbool und Bambach (2017) erklären die mäßige Geometriegenauigkeit der inkrementellen Blechumformung als Folge von biegeinduzierten Rückfederungseffekten. Die Bedeutung des Schermechanismus für diesen Prozess hängt mit dem Vergleich der inkrementellen Blechumformung und dem Umformprozess des Metalldrückens bzw. Projizierens zusammen (Hagan und Jeswiet, 2003; Kim und Yang, 2000). Es lassen sich drei verschiedene Arten der Scherung unterscheiden, die für SPIF relevant sind. Scherung in der Ebene (Tekkaya, 1994), Scherung über die Blechdicke (Emmens, 2011) und Scherung aus der Ebene (Sebastiani, 2016) (**Bild 2.13**).



**Bild 2.13:** Scherumformmechanismus a) über der Blechdicke, b) aus der Blechebene und c) in der Blechebene (nach Emmens 2011)

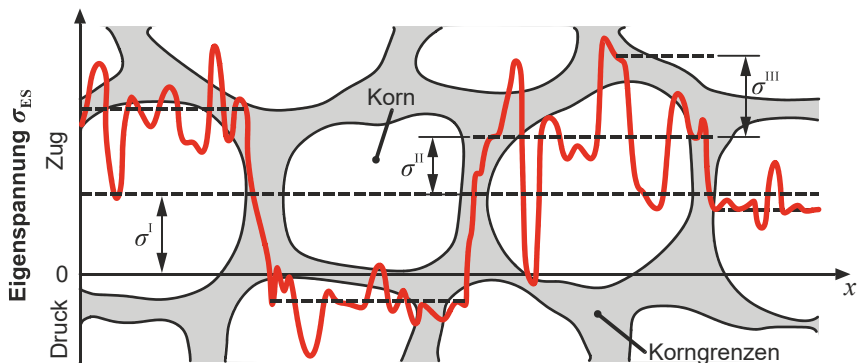
Maqbool und Bambach (2017) zeigten eine Zunahme der Dickenschерung in Werkzeug-richtung mit abnehmendem Zustellinkrement, zunehmender Blechdicke oder erhöhter

Reibung. Darüber hinaus nimmt die Scherung über die Blechdicke mit größerem Zargenwinkel zu (Eyckens et al., 2009). Die auftretende Oberflächenscherrung infolge des Werkzeugvorschubs führt zu einem Schergefälle in Blechdickenrichtung (Jackson und Allwood, 2009), ist aber kein wesentlicher Umformmechanismus für die inkrementelle Blechumformung (Sebastiani, 2016). Silva et al. (2008) erklären durch die Membrantheorie, dass Dehnung und nicht Scherung der vorherrschende Umformmechanismus im SPIF-Prozess ist. Scherung aus der Ebene wurde nur durch numerische Untersuchungen gezeigt und noch nicht experimentell belegt (Kim und Yang, 2000). Der Anpressdruck des Umformwerkzeugs während des Umformvorgangs führt zu zusätzlichen Druckspannungen in der Umformzone. Diese Druckspannungen stabilisieren den Umformprozess und führen durch Erhöhung der Fließspannung des Werkstoffs zu einer erhöhten Umformbarkeit (Martins et al., 2008). Die numerische Analyse der Umformmechanismen für die inkrementelle Blechumformung erfolgt in Arbeiten von Maqbool et al. (2019) für das TPIF an Shell-Elementen.

### 2.3 Eigenspannungen

„Eigenspannungen im allgemeinsten Sinne sind Spannungen in einem abgeschlossenen System, auf das keine äußeren Kräfte und Momente einwirken. Die mit den Eigenspannungen verbundenen inneren Kräfte und Momente befinden sich im mechanischen Gleichgewicht.“ (Macherauch et al., 1973)

Hinsichtlich ihrer Wirkung lassen sich Eigenspannungen nach der Definition von Macherauch et al. (1973) in Eigenspannungen I., II. und III. Art unterscheiden (**Bild 2.14**).



**Bild 2.14:** Eigenspannungen I., II., und III. Art bei einphasigen Werkstoffen (nach Macherauch et al., 1973)

- Eigenspannungen I. Art ( $\sigma^I$ ) sind über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner) nahezu homogen. Die mit Eigenspannungen I. Art verbundenen inneren



Kräfte sind bezüglich jeder Schnittfläche durch den ganzen Körper im Gleichgewicht. Ebenso verschwinden die mit ihnen verbundenen inneren Momente bezüglich jeder Achse. Bei Eingriffen in das Kräfte- und Momenten-Gleichgewicht von Körpern, in denen Eigenspannungen I. Art vorliegen, treten immer makroskopische Maßänderungen auf.

$$\sigma^I = \left( \frac{\int \sigma df}{\int df} \right)_{\text{mehrere Körner}} \quad (2.3)$$

- Eigenspannungen II. Art ( $\sigma^{II}$ ) sind über kleine Werkstoffbereiche (ein Korn oder Kornbereiche) nahezu homogen. Die mit Eigenspannungen II. Art verbundenen inneren Kräfte und Momente sind über hinreichend viele Körner im Gleichgewicht: Bei Eingriffen in dieses Gleichgewicht können makroskopische Maßänderungen auftreten.

$$\sigma^{II} = \left( \frac{\int \sigma df}{\int df} \right)_{\text{ein Korn}} - \sigma^I \quad (2.4)$$

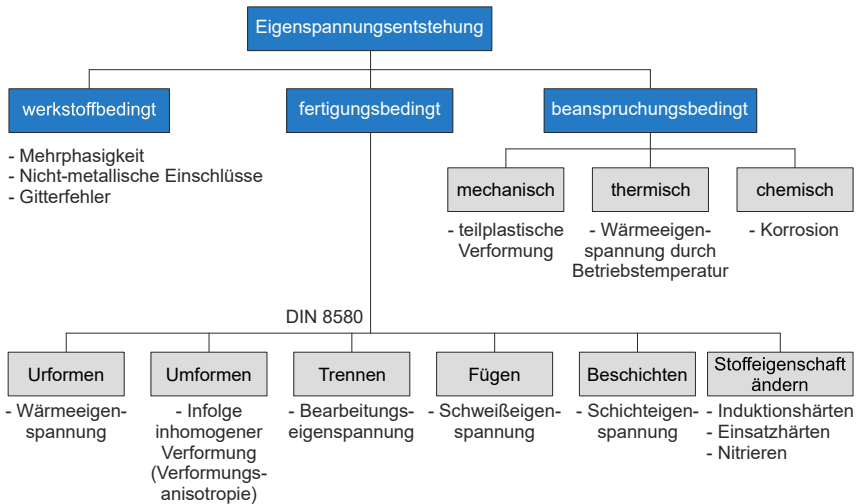
- Eigenspannungen III. Art ( $\sigma^{III}$ ) sind über kleinste Werkstoffbereiche (mehrere Atomabstände) inhomogen. Die mit Eigenspannungen III. Art verbundenen inneren Kräfte und Momente sind in kleinen Bereichen (hinreichend große Teile eines Kornes) im Gleichgewicht. Bei Eingriffen in dieses Gleichgewicht treten keine makroskopischen Maßänderungen auf.

$$\sigma^{III} = \sigma - \sigma^I - \sigma^{II} \quad \text{an einem Punkt} \quad (2.5)$$

Die drei Eigenspannungsarten superpositionieren sich in der lokal wirksamen Eigenspannung:

$$\sigma(x, y, z) = \sigma^I + \sigma^{II} + \sigma^{III}(x, y, z) \quad (2.6)$$

Eigenspannungen lassen sich nach ihrer Herkunft in werkstoffbedingt, fertigungsbedingt und beanspruchungsinduziert unterscheiden (**Bild 2.15**). Eigenspannungen II. Art, die infolge unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten intermetallischer Phasen entstehen, sind werkstoffbedingt und resultieren nicht aus plastischer Verformung. Fertigungsbedingte Eigenspannungen entstehen aufgrund der Bearbeitung infolge der Prozesskette zur Herstellung der Komponente. Hierbei können mechanische, thermische und chemische Wirkmechanismen Eigenspannungen im Bauteil hervorrufen.

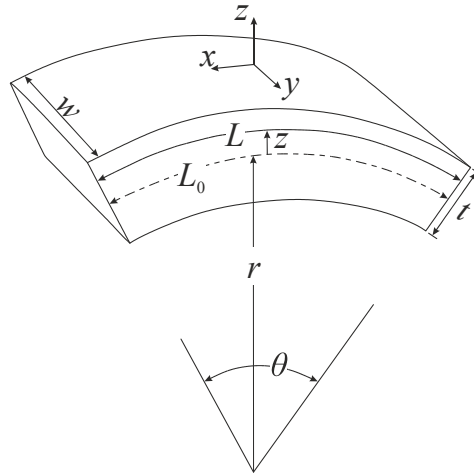


**Bild 2.15:** Klassifizierung der Eigenspannungsentstehung (nach Kloos, 1979)

Eigenspannungen infolge von Umformung resultieren primär aus inhomogener, plastischer Verformung durch die mitunter starken Formänderungen. Zudem können aufgrund von Teilprozessen der Umformung durch Erwärmen und Abkühlen thermisch bedingte Eigenspannungen im Bauteil zurückbleiben. Beanspruchungsbedingte Lastspannungen aufgrund von mechanischer, thermischer oder chemischer Wirkung im Bauteileinsatz können durch die nachgelagerte Einbringung von Eigenspannungen den initialen fertigungsbedingten Eigenspannungszustand verbessern. Im Bauteilbetrieb wirken die im Bauteil initial vorhandenen Eigenspannungen mit den von außen angreifenden Kräften, den Lastspannungen, in Superposition:

$$\sigma_{\text{gesamt}} = \sigma_{\text{Lastspannung}} + \sigma_{\text{Eigenspannung}} \quad (2.7)$$

Mit den Lastspannungen entgegengerichteten Eigenspannungen kann die Wirkung der Lastspannungen herabsetzt werden. Dieser Einfluss von Eigenspannungen auf die Leistungsfähigkeit von Bauteilen ist vielfach beschrieben (Dugdale, 1959). Je nach Belastungsfall können Druckeigenspannungen am Anrissort die Dauerschwingfestigkeit steigern und Zugeigenspannungen herabsetzen. Für den Fall des querkraftfreien Biegens können Eigenspannungen nach Hosford und Caddell (2007) unter der Annahme eines flachen Blechs ( $w \gg t$ ) für ein nicht verfestigendes Material entsprechend dem Koordinatensystem im **Bild 2.16** bestimmt werden.



**Bild 2.16:** Koordinatensystem des Blechbiegens (Hosford und Caddell, 2007)

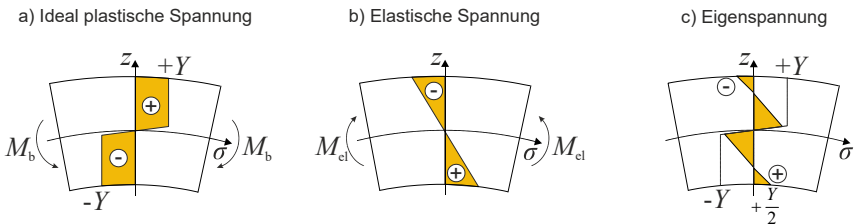
Unter Zuhilfenahme des Biegeradius  $r$  und des Biegewinkels  $\theta_B$  mit dem Abstand  $z$  zur neutralen Faser kann der Zusammenhang für die technische Dehnung in  $x$ -Richtung ausgedrückt werden durch **Gl. (2.8)**:

$$\varepsilon_x = \ln\left(1 + \frac{z}{r}\right), \quad (2.8)$$

bzw. vereinfacht angenähert zu:

$$\varepsilon_x = \frac{z}{r}. \quad (2.9)$$

Für Bleche mit  $w \gg t$  ist die Dehnung in  $y$ -Richtung vernachlässigbar. Unter der Annahme eines ebenen Spannungszustands ergibt sich für ein ideal-plastisches Material die Fließspannung  $k_f$ . **Bild 2.17** zeigt die Spannungs- und Dehnungsverteilung für den Blechquerschnitt.



**Bild 2.17:** Eigenspannungsentstehung (schematisch)

Das Biegemoment  $M_b$  ergibt sich für den ideal-plastischen Fall zu:

$$M_b = 2wY \int_0^{t/2} z \, dz = \frac{wYt^2}{4}. \quad (2.10)$$

Die elastische Spannung nach Entlastung kann mit  $E' = (1 + \nu^2)$ , wobei  $\nu$  die Querkontraktionszahl ist, angegeben werden durch:

$$\Delta\sigma_x = E' \Delta\varepsilon_x, \quad (2.11)$$

hieraus ergibt sich die Dehnung im Entlastungsfall mit  $r'$  dem Radius nach der Entlastung:

$$\Delta\varepsilon_x = \frac{z}{r} - \frac{z}{r'}, \quad (2.12)$$

und einer Biegemomentänderung:

$$\Delta M = 2w \int_0^{t/2} \Delta\sigma_x z \, dz = 2w \int_0^{t/2} E \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r'} \right) z^2 \, dz = \frac{wE't^3}{12} \cdot \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r'} \right). \quad (2.13)$$

Nach der Rückfederung ist das Biegemoment  $M_b = 0$ , sodass gilt  $M - \Delta M = 0$ . Aus Gl. (2.10) und Gl. (2.13) folgt:

$$\frac{1}{r} - \frac{1}{r'} = \frac{3Y}{tE'}. \quad (2.14)$$

Dann folgt für die resultierenden Eigenspannungen:

$$\sigma'_x = \sigma_x - \Delta\sigma_x = Y - E' \Delta\varepsilon_x = Y - E' z \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r'} \right) = Y - E' z \frac{2Y}{tE'}, \quad (2.15)$$

also:

$$\frac{\sigma'_x}{Y} = 1 - \frac{3z}{t}. \quad (2.16)$$

### 2.3.1 Verfahren der Eigenspannungsermittlung

Eigenspannungen in metallischen Bauteilen können durch verschiedene Messmethoden indirekt bestimmt werden. Die Messmethoden nutzen unterschiedliche Technologien zur Eigenspannungsmessung und unterscheiden sich in ihrer Reichweite der Eigenspannungsart (**Tabelle 2.1**). Mechanische Methoden, wie z. B. die Bohrlochmethode, basieren auf dem Prinzip der Auslösung der Eigenspannungen durch Materialabtrag. Das Messobjekt wird hierbei durch den Materialabtrag beschädigt (zerstörend). Die ausgelösten Dehnungen werden optisch oder mechanisch/elektrisch durch Dehnungsmessstreifen, genauer (DMS)-Rosetten, gemessen und anschließend in eine tiefenabhängige Eigenspannungsverteilung umgerechnet. Mittels mechanischer Messmethoden können

lediglich makroskopische und keine phasenspezifischen Eigenspannungen ermittelt werden. Diese können mithilfe röntgenografischer Spannungsanalyse (RSA bzw. XRD) ermittelt werden. Im Gegensatz zur mechanischen Eigenspannungsbestimmung können z. B. durch die röntgenografische Spannungsanalyse Gitterdehnungen gemessen, um dadurch indirekt die Eigenspannungen zu bestimmen (Rohrbach, 1989).

**Tabelle 2.1:** Methoden zur Eigenspannungsbestimmung (nach Hauk, 1983)

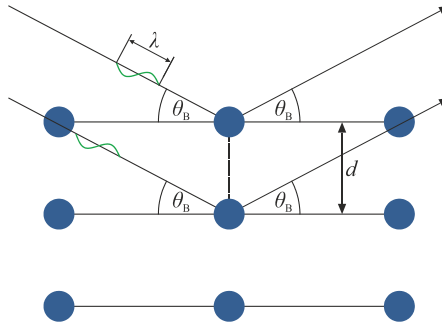
Messmethode	Messgröße	Eigenspannungsart	zerstörend / zerstörungsfrei
mechanisch	Makroskopische Oberflächendehnung	I. Art	zerstörend
Röntgenbeugung	Homogene Gitterdehnung	I. und II. Art	zerstörungsfrei
Neutronenbeugung	Homogene Gitterdehnung	I. und II. Art	zerstörungsfrei
Ultraschall	Laufzeitdifferenzen	I., II. und III. Art	zerstörungsfrei
Magnetisch	Barkhausen-Rauschamplitude	I., II. und III. Art	zerstörungsfrei

### 2.3.2 Röntgendiffraktometrie

Die röntgenografische Analyse von elastischen Spannungen in vielkristallinem Material liegt einer experimentellen Ermittlung von Gitterdehnungen  $\varepsilon$  in mehreren Messrichtungen ( $\varphi_R$ -Probendrehung,  $\psi$ -Probenkipfung) zugrunde, aus denen mittels geeigneter Transformationsbeziehungen unter Verwendung des Hooke'schen Gesetzes die Spannungen berechnet werden. Die Dehnungsanalyse beruht auf der Ermittlung des Netzebenenabstands  $d^{\{hkl\}}$  ( $hkl$ -Miller'sche Indizes) gemäß der Bragg'schen Gleichung (Bragg und Bragg, 1913) (**Bild 2.18**):

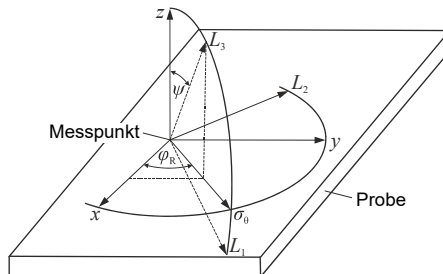
$$n\lambda = 2d^{\{hkl\}} \sin \theta_B, \quad (2.17)$$

mit  $\lambda$  der Wellenlänge der Strahlung,  $n$  der Beugungsordnung der Interferenz  $\{hkl\}$  und dem Bragg-Winkel  $\theta_B$ .



**Bild 2.18:** Bestimmung des Atomabstands durch Reflexion von Röntgenstrahlung

Im Gegensatz zu den Bohrlochverfahren ermöglicht die RSA eine phasenspezifische Analyse der Eigenspannungen, da die Unterschiede in den Kristallgittern der verschiedenen Phasen aus verschiedenen Bragg-Winkeln resultieren und jede Phase anhand ihrer Reflexe analysiert werden kann. Während bei einphasigen Werkstoffen an der Probenoberfläche nur zweiachsige Eigenspannungen vorliegen können, liegen bei mehrphasigen Werkstoffen dreiaxiale Spannungszustände vor. Hieraus ergibt sich, dass für die Spannungsanalyse die präzise Bestimmung des spannungsfreien Gitterparameters  $d_0$  als Referenz für absolute Spannungsangaben erforderlich ist. Die oberflächennahe Messung der Eigenspannungen mittels Labormessverfahren ist durch die verwendete Wellenlänge bzw. Energie in ihrer Eindringtiefe ( $<10 \mu\text{m}>$ ) begrenzt. Für größere Informationstiefen sind Abtragsverfahren zu wählen (Moore und Evans, 1958). Für die ortsaufgelöste Spannungsanalyse im Reflexionsmodus (**Bild 2.19**) werden Lage und Ausdehnung des Messvolumens durch die Anordnung der Blenden im Primär- und Sekundärstrahl und durch den eingestellten Beugungswinkel festgelegt. Mittels Translation der Probe können die Eigenspannungen in verschiedenen Probentiefen ermittelt werden. Die Informationstiefe ist im Wesentlichen abhängig von der Eindringtiefe der Strahlung. Bei der winkeldispersiven Röntgenbeugung wird monochromatische Röntgenstrahlung verwendet und der Beugungswinkel  $2\theta$  im  $\Omega$ - $2\theta$ -Modus gerastert.



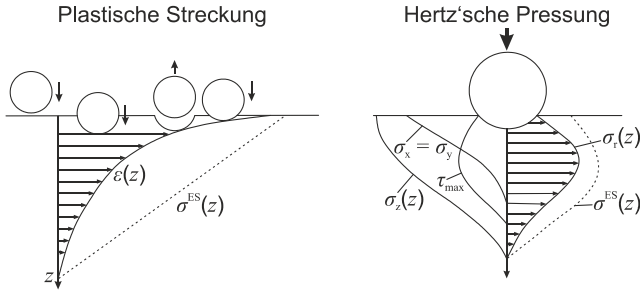
**Bild 2.19:** Messgeometrie im Reflexionsmodus (nach Hauk, 1983)

Röntgendiffraktometrische Untersuchungen erlauben neben der Ermittlung der Gitterdehnungen auch die Analyse der Häufigkeitsverteilung der Kristallitorientierungen (Textur). Hierzu werden die Integralintensitäten der Reflexe ( $hkl$ ) der Messrichtungen ( $\varphi_R, \psi$ ) herangezogen. Vorzugstexturen entstehen insbesondere auch bei der Umformung. Durch die mechanischen Kräfte erfolgt hier eine Einstellung der Kristallitorientierungen. Veränderungen in der Textur infolge eines Umformprozesses erlauben somit Rückschlüsse auf die Richtung und die Intensität der plastischen Formänderung. Die Textur eines Werkstoffs kann bei hinreichender Ausprägung zu einer makroskopischen Anisotropie führen, die erhebliche Bedeutung für das Verhalten eines Bauteils hat.

### 2.3.3 Gezielte Eigenspannungseinstellung

Um spezifische Produkteigenschaften wie Schwingfestigkeit, Verschleißbeständigkeit oder Korrosionsbeständigkeit zu verbessern und spezifische Anforderungen für den späteren Bauteileinsatz zu erfüllen, können umformtechnisch hergestellte Bauteile in nachgelagerten Prozessen gezielt bearbeitet werden, um den Eigenspannungszustand einzustellen. Ziel dieser Nachbearbeitung kann es sein, Zug- oder Druckeigenspannungen in ausreichender Höhe für den späteren Belastungsfall einzustellen, oder aber, um Eigenspannungen gänzlich aus dem Bauteil zu entfernen. Der resultierende Eigenspannungszustand kann dadurch eine erhöhte Leistungsfähigkeit bei statischer oder zyklischer Last erzielen oder durch den Abbau von Eigenspannungen z. B. zur Minderung von geometrischem Verzug führen.

Durch die Oberflächenbehandlung des Kugelstrahlens wird nach DIN 8200 ein Stahlmittel durch ein Stahlsystem beschleunigt, das auf der Oberfläche des Strahlguts auftrifft. Die kinetische Energie des Strahlmittels führt in Abhängigkeit von der Auftreffgeschwindigkeit, dem Auftreffwinkel und dem Strahlmitteldurchsatz zu einer elastisch-plastischen Deformation der Werkstückoberfläche. Durch das Verfestigungsstrahlen werden infolgedessen oberflächennahe Druckeigenspannungen in das Bauteil eingebracht. Eine Kombination von plastischer Streckung und Hertz'scher Pressung ist verantwortlich für die Eigenspannungsiniiierung (**Bild 2.20**). Die inhomogene Umformung bewirkt eine plastische Streckung der oberflächennahen Bereiche in die Tiefe, welche einen Eigenspannungsgradienten mit hohen Druckeigenspannungen nahe der Oberfläche bewirkt. Eine zusätzliche Hertz'sche Pressung, verursacht durch einen dreidimensionalen Spannungszustand infolge des Einschlags, führt zur maximalen Schubspannung unterhalb des eindringenden Strahlguts und dadurch hervorgerufenen lokalen Dehnungen mit resultierenden Druckeigenspannungen nahe der Oberfläche. (Hertz, 1881)



**Bild 2.20:** Druckeigenspannungseinstellung (nach Wohlfahrt, 1983)

Können fertigungsbedingte Eigenspannungen im Bauteil bei der vorgesehenen Beanspruchung nicht toleriert werden, kann eine Reduktion der Eigenspannungen durch plastische Verformung oder Glühen erfolgen. Eigenspannungen I. und II. Art können durch Wärmezufuhr abgebaut werden. Die Eigenspannungen werden beim Spannungsarmglühen durch plastische Deformation ausgeglichen. Voraussetzung ist, dass die Warmfließgrenze bei Erwärmung kleiner ist als die Eigenspannungen. Zum vollständigen Eigenspannungsabbau muss die Glüh­temperatur oberhalb der Rekristallisationstemperatur liegen. Die Rekristallisationstemperatur  $T_R$  lässt sich nach Vöhringer (1983) anhand der Schmelztemperatur  $T_S$  näherungsweise bestimmen durch:

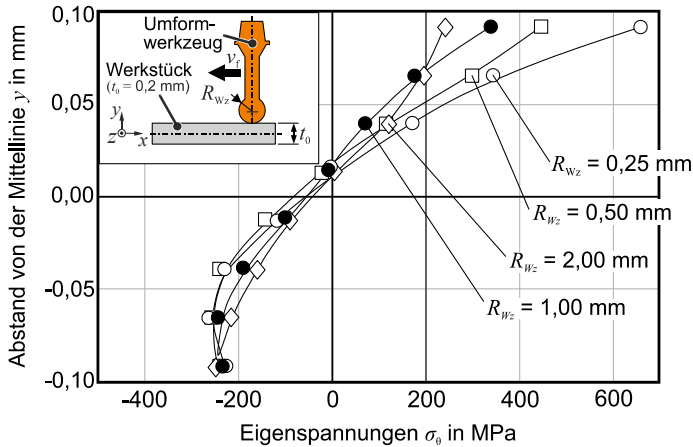
$$T_R \approx \frac{T_S}{2}. \tag{2.18}$$

Der Glühprozess zum Abbau von Eigenspannungen kann erfolgreich eingesetzt werden für homogene Werkstoffe. Heterogene Werkstoffe können durch unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten der Phasen Eigenspannungen II. Art verursachen. (Wolfstiegl und Macherauch, 1973)

### 2.3.4 Eigenspannungen in der inkrementellen Blechumformung

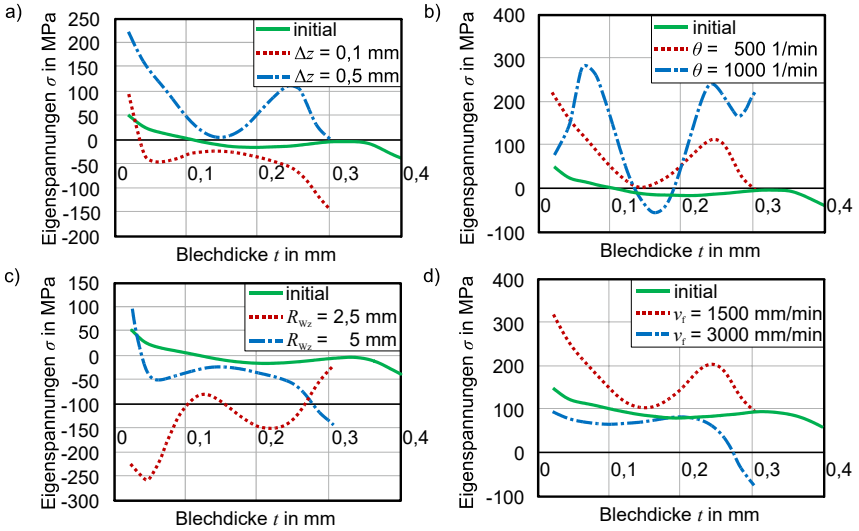
Untersuchungen zu den Eigenspannungszuständen inkrementell umgeformter Bauteile basieren vornehmlich auf phänomenologischen Betrachtungen von Parametereinflüssen. Eine Analyse oder Rückführung auf die Umformmechanismen der inkrementellen Blechumformung ist bisher nicht beschrieben. Tanaka et al. (2007) haben auf Grundlage numerischer Prozesssimulationen den Einfluss des Werkzeugradius  $R_{Wz}$  auf den Eigenspannungszustand eines inkrementell umgeformten Rotorblatts (**Bild 2.21**) nachgewiesen. Die vorherrschenden Zugeigenspannungen in den oberflächennahen Randschichten der werkzeugzugewandten Bauteilseite und die Druckeigenspannungen in den tieferen Schichten konnten durch eine Abnahme des Werkzeugradius in ihrer Amplitude gesteigert werden. Eine experimentelle Validierung der numerischen Ergebnisse ist nicht erfolgt. Das zugrundeliegende elastisch-plastische Materialmodell berücksichtigt zudem keine Anisotropie des Werkstoffes oder den Einfluss der kinematischen Verfestigung.





**Bild 2.21:** Einfluss des Werkzeugradius auf die Eigenspannungen (Tanaka et al., 2007)

Die experimentelle Bestimmung des Eigenspannungszustands wurde von Radu et al. (2013) an inkrementell umgeformten Kegel- und Pyramidenstümpfen aus Aluminium (Al99,5) vorgenommen. Die Eigenspannungen in der Bauteilzarge wurden hierbei durch die Bohrlochmethode bestimmt und mit den Prozessparametern Werkzeugradius  $R_{WZ}$ , Zustellinkrement  $\Delta z$ , Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  und Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta$  korreliert. Eine Erhöhung der Werkzeugzustellung  $\Delta z$ , (**Bild 2.22**) führt zu einer Verschiebung des Eigenspannungsverlaufes in den Zugspannungsbereich. Die im Falle des kleineren Zustellinkrements ( $\Delta z = 0,1$  mm) negative Eigenspannungskomponente in der Blechmitte ( $t = 0,3$  mm) verschwindet durch die Erhöhung der Zustellung nahezu vollständig. Eine Erhöhung der Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta$  führt zu einer Abnahme der oberflächennahen Eigenspannungen und einer Steigerung der Eigenspannungsamplituden in tieferen Materialschichten. Die Gültigkeit der durchgeführten Eigenspannungsmessung mittels Bohrlochmethode ist aufgrund des dünnwandigen ( $t_0 = 0,6$  mm) biegeschlaffen Bauteils jedoch äußerst kritisch zu betrachten (Haase, 1998).



**Bild 2.22:** Einfluss auf die Eigenspannungen von a) Zustellinkrement, b) Rotationsgeschwindigkeit, c) Werkzeugradius, d) Vorschubgeschwindigkeit (Radu et al., 2013)

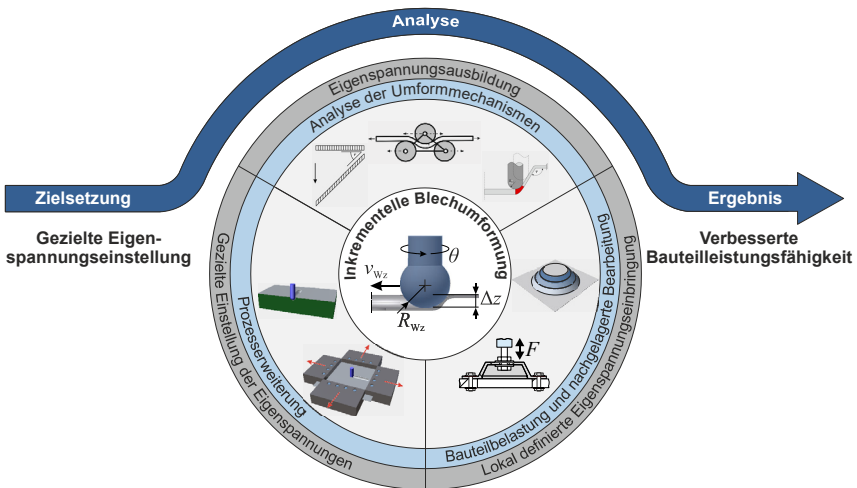
### 2.4 Fazit zum Stand der Kenntnisse

Die inkrementelle Blechumformung ist ein flexibles Fertigungsverfahren, das sich insbesondere durch seine Wirtschaftlichkeit für kleine Stückzahlen und sein erhöhtes Formänderungsvermögen auszeichnet. Für das erhöhte Formänderungsvermögen gibt es eine Vielzahl von Erklärungsansätzen, die in Zusammenhang mit den bekannten Umformmechanismen Scherung, Biegung und Membrananteil des Prozesses gebracht werden. Der Stand der Kenntnisse belegt das Potenzial, dass der Eigenspannungszustand inkrementell umgeformter Bauteile durch die Variation der Prozessparameter beeinflusst werden kann. Experimentelle und numerische Analysen zeigen rein phänomenologisch den Einfluss der wesentlichen Prozessparameter auf den resultierenden Eigenspannungszustand. Eine physikalische Begründung des Parametereinflusses auf die Eigenspannungsausbildung sowie eine Verknüpfung von Prozessparametern, Umformmechanismen und Eigenspannungszuständen ist nicht bekannt und schränkt die Übertragbarkeit der Erkenntnisse ein. Eine verlässliche Validierung der bekannten numerischen Modelle zur Abschätzung der Prognosegüte ist in diesem Bereich noch nicht erfolgt. Der Eigenspannungszustand bestimmt maßgeblich die Produkteigenschaften gefertigter Bauteile im Einsatz. Besonders oberflächennahe Eigenspannungen können die Lebensdauer statisch oder zyklisch belasteter Bauteile je nach ihrer Ausprägung mindern oder

steigern. Der Einfluss des Eigenspannungszustandes auf das Einsatzverhalten inkrementell umgeformter Bauteile ist unbekannt. Das gezielte Einstellen von Eigenspannungen in Bauteilen zur Verbesserung der Bauteilleistungsfähigkeit, besonders durch oberflächennahe Druckeigenspannungen oder den gezielten Eigenspannungsabbau zur Reduktion von geometrischem Verzug, ist in der Industrie weit verbreitet. Eine Nutzung umforminduzierter Eigenspannungen stellt ein ungenutztes Potenzial dar, das sich auf fehlende Methoden der verlässlichen Eigenspannungsprognose zurückführen lässt.

### 3 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist es, Grundlagenwissen in Bezug auf die Eigenspannungsbildung und eine gezielte Beeinflussung der Eigenspannungen im inkrementellen Umformprozess zu erarbeiten, um eine Bauteilauslegung unter Berücksichtigung der Eigenspannungen zu ermöglichen. Hierzu wird das Potenzial einer gezielten Eigenspannungseinstellung im Prozess analysiert und der Effekt auf die Bauteilleistungsfähigkeit überprüft (**Bild 3.1**). Durch die Wahl der Prozessparameter soll die Wirkung einzelner Umformmechanismen gezielt forciert und nachgewiesen werden. Die Berücksichtigung der Umformmechanismen in Bezug auf die Eigenspannungsbildung stellt eine wesentliche Erweiterung zum gegenwärtigen Stand der Kenntnisse dar. Ein Fokus liegt auf der numerischen Modellierung der Umformmechanismen und der Güte des numerischen Prozessmodells in Bezug auf die Eigenspannungsprognose durch eine experimentelle Validierung. Neben der Frage nach der gezielten Eigenspannungseinstellung wird die Möglichkeit eines lokal begrenzten Einstellens der Eigenspannungen analysiert, um besonders belastete Bauteilbereiche zu verstärken. Aus einer Prozessanalyse sollen die Prozessgrenzen der Verfahrensvariante des Single Point Incremental Formings zur gezielten Eigenspannungseinstellung erschlossen werden. Mit dem Ziel, die Prozessgrenzen zur Eigenspannungseinstellung zu erweitern, werden zwei Konzepte der Prozessweiterung durch gezielte Spannungsüberlagerung erarbeitet. Die Konzepte beinhalten eine Überlagerung von Druckspannungen über der Blechdicke im Prozess sowie eine Zugspannungsüberlagerung über der Blechebene im Prozess. Im Fokus der Prozessweiterungen steht der Einfluss der Spannungsüberlagerung auf die Eigenspannungsbildung.



**Bild 3.1:** Analyseschwerpunkte dieser Arbeit

Für eine Nutzung der Eigenspannungen im Betrieb ist die Frage nach der Stabilität der umforminduzierten Eigenspannungen zu klären. Eine Analyse der Bauteilleistungsfähigkeit in experimentellen Gestaltfestigkeitsanalysen soll die Potenziale der gezielten Eigenspannungseinstellung nachweisen und dient einer Quantifizierung der Änderung der Leistungsfähigkeit.

## 4 Analyse der Umformmechanismen

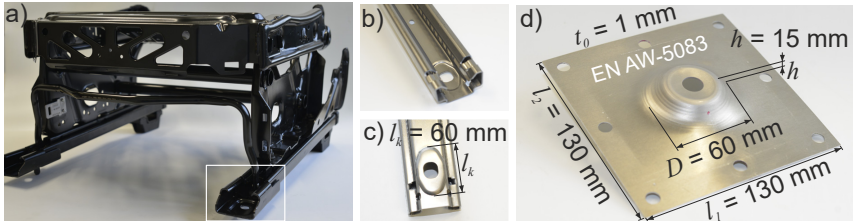
Eine Kenntnis der wirkenden Umformmechanismen im IBU-Prozess ist ein wesentlicher Bestandteil zur Analyse der Eigenspannungsentstehung. Zur Analyse der Umformmechanismen werden in diesem Kapitel experimentelle und numerische Analysemethoden eingeführt. Hierfür werden zunächst die verwendeten Geometrien, der verwendete Werkstoff und die Kennwertermittlung sowie der experimentelle und numerische Aufbau dargestellt. Teile dieses Kapitels wurden bereits in Maaß et al. (2019b) und Maaß et al. (2020) veröffentlicht.

### 4.1 Experimentelle und numerische Randbedingungen

Die numerischen Arbeiten werden von experimentellen Arbeiten begleitet und beinhalten Arbeiten zur Kennwertermittlung und die Bauteilherstellung zur Validierung. Die Randbedingungen werden im Folgenden dargelegt.

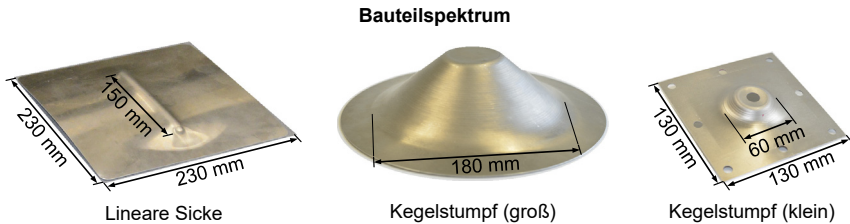
#### Geometrie

Wie aus dem Stand der Kenntnisse hervorgeht, findet das Verfahren der inkrementellen Blechumformung für vielfältige Produkte unterschiedlichster Anwendungsgebiete seinen Einsatz. Am Beispiel eines Sitzgestells, wie es vornehmlich in Personenkraftwagen für Vordersitze eingesetzt wird, ergibt sich ein konkreter Anwendungsfall für den Einsatz des IBU-Verfahrens (**Bild 4.1a**). Die Sitzschiene erfüllt die Funktion der horizontalen Längsverstellung und Arretierung des Sitzgestells. Hierzu ist die Sitzschiene über zwei Verschraubungspunkte mit der Sicherheitsfahrkastzelle verbunden. An den Verschraubungspunkten sind Kalottengeometrien (**Bild 4.1c**) eingeformt, mit dem Zweck, die Distanz zur Fahrzeugkarosserie, bedingt durch Fahrzeugteppich- und Dämmmaterial, zu überbrücken. Die Sitzschiene ist ein im Crashfall hochbelastetes, sicherheitsrelevantes Bauteil. Im Betrieb unterliegt diese Komponente zudem einer zyklischen Belastung. Zur Herstellung werden die hochfesten Dualphasenstähle DP 1000 oder DP 1200 verwendet. Aus dieser Kalottengeometrie ergibt sich die im Rahmen dieser Arbeit abgeleitete Kegelstumpfgeometrie aus der Aluminiumknetlegierung EN AW-5083, wie im **Bild 4.1d** dargestellt.



**Bild 4.1:** a) Sitzgestell Automobil, b) Sitzschiene mit c) Befestigungspunkt und d) abgeleitete Kegelstumpfgeometrie

Zur Analyse der Umformmechanismen werden zunächst vereinfachte Geometrien analysiert. Abgeleitet von der Kalottengeometrie der Sitzschiene, ergeben sich drei Probengeometrien, die im Rahmen dieser Arbeit analysiert werden (**Bild 4.2**). Zur Reduzierung der Komplexität werden grundlegende Analysen an linearen Sicken durchgeführt. Im nächsten Schritt werden rotationssymmetrische Kegelstumpfproben gefertigt. Die Kegelstumpfproben werden in zwei Ausführungen analysiert. Ein großer Kegelstumpf mit einem initialen Durchmesser von  $D = 180$  mm und einer Höhe  $h = 45$  mm. Der Vorteil ergibt sich aus der großen umgeformten Mantelfläche des Kegelstumpfs, die zur Analyse herangezogen werden kann. Nach Abschluss der Grundlagenanalysen werden ausgewählte Experimente an kleineren Kegelstumpfgeometrien mit einem Durchmesser  $D = 60 - 70$  mm und einer Höhe  $h = 15$  mm durchgeführt. Die kleinen Kegelstumpfproben weisen Bohrungen auf für den Einbau in eine Universalprüfmaschine zur anschließenden Gestaltfestigkeitsprüfung.



**Bild 4.2:** Bauteilspektrum

### Halbzeugherstellung

Das Ausgangsmaterial des Blechhalbzeugs ist die kaltgewalzte Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 (AlMg4,5Mn) im Zustand H111 mit der initialen Blechdicke  $t_0 = 1$  mm. Die chemische Zusammensetzung ist **Tabelle 4.1** zu entnehmen. Der Zusatz H111 verweist auf einen geglühten und geringfügig kaltverfestigten Zustand. Die naturharte Aluminiumlegierung weist eine vergleichsweise hohe Festigkeit, eine sehr gute Korrosionsbeständigkeit und eine gute Schweißbarkeit auf. Eingesetzt wird der Werkstoff für den Behälter-, Schiffs- und Fahrzeugbau.

**Tabelle 4.1:** Chemische Zusammensetzung (N. N., 2022b)

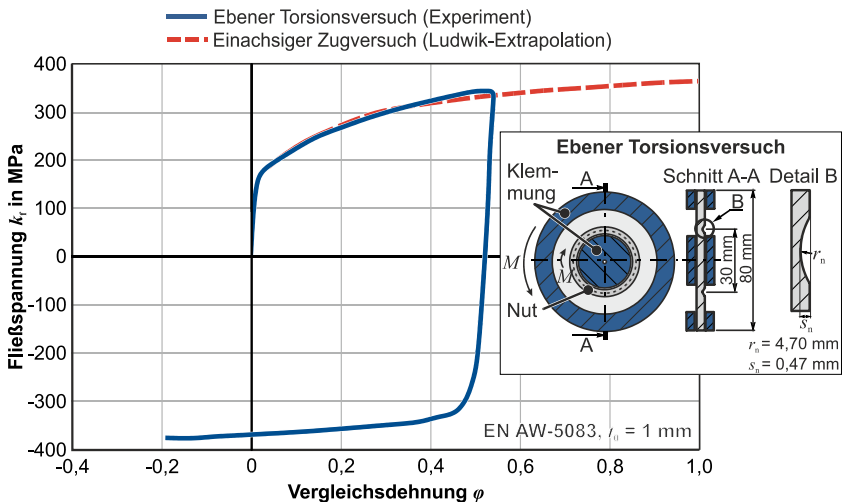
Chemisches Element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
Anteil in %	$\leq 0,4$	$\leq 0,4$	$\leq 0,1$	0,4-1,0	4,0-4,9	0,05-0,25	$\leq 0,25$	$\leq 0,15$	$\geq 92,55$

### Kennwertermittlung

Zur Analyse des Fließ- und Verfestigungsverhaltens und als Grundlage der numerischen Prozesssimulation werden Werkstoffkennwerte benötigt. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf dem Aluminiumwerkstoff EN AW-5083. Die initiale Blechdicke beträgt  $t_0 = 1$  mm. Zur Kennwertermittlung werden der einachsige Zugversuch gemäß DIN EN ISO 6892-1 und der zyklische ebene Torsionsversuch gemäß Yin et al. (2015) herangezogen. Die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven sind im **Bild 4.3** dargestellt. Die im einachsigen Zugversuch ermittelte Anfangsfließspannung beträgt  $k_{f,0} = 160$  MPa. Da die für die numerische Analyse benötigten Werkstoffkennwerte den Bereich des einachsigen Zugversuchs übersteigen, wird ein Extrapolationsansatz nach Ludwik (1909) zur Bestimmung des Kurvenverlaufs durch eine Minimierung der Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme berechnet zu

$$k_f = 159,9 + 220 \cdot \varphi^{0,19} \text{ MPa.} \tag{4.1}$$

Zur Bestimmung der Werkstoffkennwerte durch den ebenen Torsionsversuch wird durch Farbaustrag ein stochastisches Muster auf einer Probenseite aufgebracht. Durch die Verzerrung des Musters während der Prüfung wird eine optische Dehnungsmessung mittels ARAMIS der Fa. GOM ermöglicht. Es wird eine ETV-Probe mit Nut verwendet. Die Abmessungen sind **Bild 4.3** zu entnehmen. Während der Prüfung wird der innere gegen den äußeren Klemmbereich tordiert. Das Spannungs-Dehnungsverhalten des Werkstoffs wird abschließend über das gemessene Drehmoment  $M$  und die lokal gemessenen Scherdehnungen bestimmt.



**Bild 4.3:** Werkstoffcharakterisierung EN AW-5083



Ausgewählte Werkstoffkennwerte der einachsigen Zugversuche in den drei Walzrichtungen (WR) für den untersuchten Werkstoff sind in **Tabelle 4.2** zusammengefasst. Wie an den ermittelten  $r$ -Werten zu erkennen, fließt der Werkstoff vermehrt aus der Dicke, das Anisotropieverhalten des Werkstoffes ist jedoch wenig ausgeprägt.

**Tabelle 4.2:** Ausgewählte Werkstoffkennwerte EN AW-5083 (einachsiger Zugversuch)

Parameter	0° WR	45° WR	90° WR	Mittelwert
E-Modul $E$ in GPa	$71 \pm 1$	$71 \pm 2$	$73 \pm 1$	71,4
Streckgrenze $R_{p0,2}$ in MPa	$164 \pm 1$	$156 \pm 1$	$160 \pm 0$	159,9
Zugfestigkeit $R_m$ in MPa	$292 \pm 1$	$280 \pm 1$	$283 \pm 1$	284,7
Gleichmaßdehnung $A_g$ in %	$17,7 \pm 1$	$20,7 \pm 1$	$18,8 \pm 1$	19,0
Anisotropie-Koeffizient $r_A$	$0,69 \pm 0$	$0,95 \pm 0$	$0,76 \pm 0$	$r_m = 0,8$ ( $\Delta r = -0,2$ )

## Materialmodellierung

Zur numerischen Abbildung des Werkstoffes werden die Materialmodellparameter in einer inversen Parameteridentifikation ermittelt. Die Ergebnisse werden im Folgenden dargestellt. Für die numerische Prozessanalyse wird die kommerzielle FEM Software Abaqus/Explizit genutzt. Das Materialmodell beinhaltet ein kombiniert isotrop-kinematisches Verfestigungsmodell nach Lemaître und Chaboche (1990) zur Abbildung von kinematischer Verfestigung durch den Bauschingereffekt. Für das linear-kinematische Verfestigungsmodell ist die druckunabhängige Von-Mises-Fließfläche definiert durch die Funktion:

$$F = f(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}) - k_{f,0} = 0. \quad (4.2)$$

Wobei  $k_{f,0}$  die initiale Fließspannung und  $f(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})$  die Von-Mises-Vergleichsspannung unter Berücksichtigung des Rückspannungstensors  $\boldsymbol{\alpha}$  darstellt. Die Beschreibung der isotropen Verfestigung erfolgt für die Fließfläche durch die Fließspannung  $k_f$  mit der plastischen Dehnung  $\varepsilon_{pl} = 0$  und wird hierfür durch einen exponentiellen Zusammenhang in Abhängigkeit der plastischen Vergleichsdehnung  $\varphi$  repräsentiert. Hierbei ist  $k_{f,0}$  die initiale Fließspannung vor der Deformation und  $Q_\infty$  der Sättigungswert bei unendlicher plastischer Dehnung in Abhängigkeit von der dimensionslosen Sättigungsrate  $b$ :

$$k_f = k_{f,0} + Q_\infty(1 - e^{-b\varphi}). \quad (4.3)$$

Die Beschreibung der nicht linearen Verfestigung erfolgt nach Zieglers Verfestigungsgesetz (Ziegler, 1959) erweitert um die Entspannung durch den Rückspannungstensor

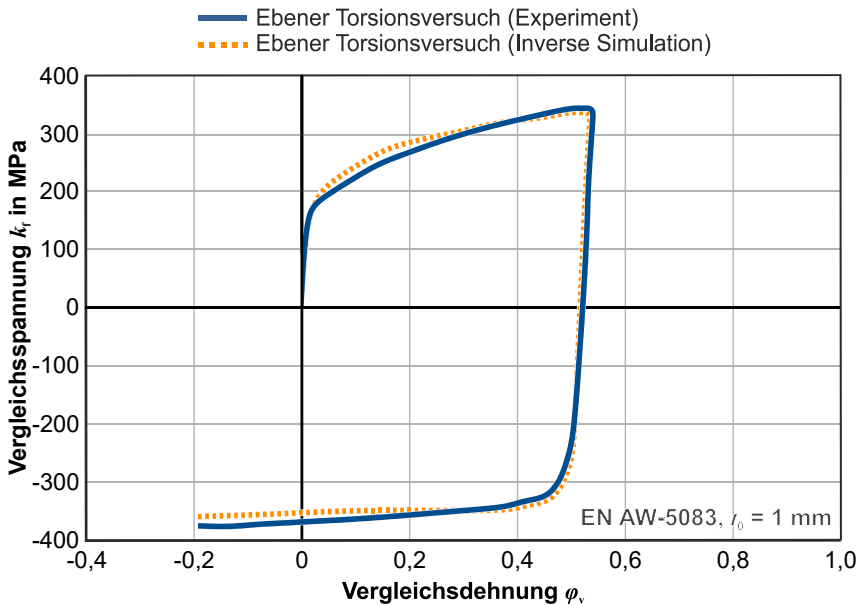
$$\dot{\alpha} = C\varphi^{\frac{1}{k_f}}(\sigma - \alpha) - \gamma\alpha\dot{\varphi} + \frac{1}{c}\gamma\alpha\dot{C}, \tag{4.4}$$

mit den Materialparametern  $C$  und  $\gamma$ , welche die Intensität und Geschwindigkeit der kinematischen Verfestigung bestimmen. Mit zunehmender plastischer Dehnung wird die kinematische Verfestigungskomponente des Modells gesättigt bis zu einem Wert von  $C/\gamma$ . Von diesem Punkt verschiebt sich die Fließfläche nicht mehr weiter und die Verfestigung verläuft rein isotrop.

Die Parameteridentifikation des Materialmodells erfolgt invers mittels 1-Element-Simulation anhand der gemessenen Kennwerte des zyklischen ebenen Torsionsversuchs. Die Kalibrierung wird durch eine Minimierung der kleinsten Fehlerquadrate in einer in MATLAB implementierten Funktion durchgeführt. Die ermittelten Parameter sind **Tabelle 4.3** zu entnehmen. Das Ergebnis der inversen Kalibrierung zur Validierung des Materialmodells ist im **Bild 4.4** dargestellt.

**Tabelle 4.3:** Identifizierte Materialparameter

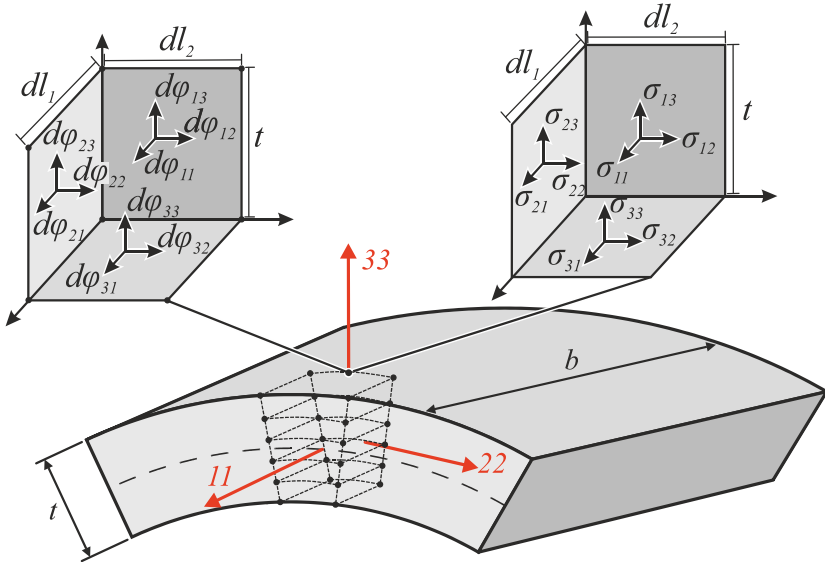
Parameter	$k_{f,0}$ in MPa	$Q_\infty$ in MPa	$b$	$E$ in GPa	$\nu$	$C$ in GPa	$\gamma$
Wert	160	83	9,88	71	0,33	30	330



**Bild 4.4:** Vergleich von experimentellem und numerischem zyklischem Test

## 4.2 Bestimmung der Umformmechanismen

Im Rahmen des Post-Processings kann die im Umformprozess plastisch dissipierte Gesamtenergie  $w_{\text{total}}$  in Abaqus/Explicit standardmäßige ausgegeben werden. Zur Analyse der einzelnen Umformmechanismen Biegung, Scherung und Membrananteil ist eine differenzierte Betrachtung der einzelnen Energieanteile notwendig. Am Beispiel der Auswertung eines einzelnen Teilvolumens der Umformsimulation wird im Folgenden eine Methodik zur separaten Betrachtung der Energieanteile einzelner Umformmechanismen eingeführt. Abgeleitet von den Spannungs- und Dehnungskomponenten des numerischen Modells werden die Umformmechanismen an dem im **Bild 4.1** dargestellten Segment analysiert. Der Cauchy-Spannungstensor ist  $\sigma_{ij}$  und  $d\varphi_{ij}$  der inkrementelle logarithmische Dehnungstensor.



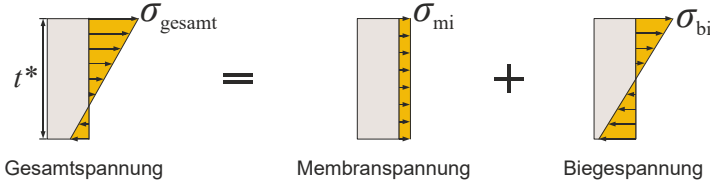
**Bild 4.5:** Koordinatensystem am Auswertepunkt

Die relevanten Hauptspannungskomponenten  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ,  $\sigma_{33}$  eines Materialpunktes in einem Volumenelement sind für die Hauptkomponenten des Membrananteils ( $m$ )  $\sigma_{11}^m$ ,  $\sigma_{22}^m$  und die Scherkomponenten  $\sigma_{12}$ ,  $\sigma_{23}$ ,  $\sigma_{13}$ . Da die Werte für die Biegung ( $b$ ) nicht direkt aus dem numerischen Modell entnommen werden können, wird der folgende Zusammenhang für die Spannungs- und Dehnungsüberlagerung definiert:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11} := \sigma_{11}^m + \sigma_{11}^b \\ \sigma_{22} := \sigma_{22}^m + \sigma_{22}^b \\ \sigma_{33} := \sigma_{33}^m + \sigma_{33}^b \end{array} \right\}, \quad (4.5)$$

$$\left\{ \begin{aligned} d\varphi_{11} &:= d\varphi_{11}^m + d\varphi_{11}^b \\ d\varphi_{22} &:= d\varphi_{22}^m + d\varphi_{22}^b \\ d\varphi_{33} &:= d\varphi_{33}^m + d\varphi_{33}^b \end{aligned} \right\}. \quad (4.6)$$

Der Membrananteil wird als Durchschnitt über die betreffende Messlänge definiert, so dass die Summe der Biegeanteile über die Messlänge null ist. Es wird eine Separation dieser Komponenten vorgenommen:



**Bild 4.6:** Zusammensetzung der Gesamtspannung einer Spannungskomponente

Es folgt hieraus für die Biegekomponente im Materialpunkt:

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma_{11}^b &= \sigma_{11} - \sigma_{11}^m \\ \sigma_{22}^b &= \sigma_{22} - \sigma_{22}^m \\ \sigma_{33}^b &= \sigma_{33} - \sigma_{33}^m \end{aligned} \right\}, \quad (4.7)$$

$$\left\{ \begin{aligned} d\varphi_{11}^b &= d\varphi_{11} - d\varphi_{11}^m \\ d\varphi_{22}^b &= d\varphi_{22} - d\varphi_{22}^m \\ d\varphi_{33}^b &= d\varphi_{33} - d\varphi_{33}^m \end{aligned} \right\}. \quad (4.8)$$

Die spezifische plastische Gesamtenergie  $w_{\text{total}}$  lässt sich ausdrücken durch die Gleichung:

$$\left. \begin{aligned} w_{\text{total}} &:= \int \sigma_{12} d\varphi_{12} + \int \sigma_{13} d\varphi_{13} + \int \sigma_{23} d\varphi_{23} \end{aligned} \right\} (1) \quad (4.9)$$

$$+ \left. \int \sigma_{11} d\varphi_{11} + \int \sigma_{22} d\varphi_{22} + \int \sigma_{33} d\varphi_{33} \right\} (2).$$

Hierbei ist (1) die Beschreibung der Scheranteile nach Emmens und van den Boogaard (2009b) und (2) beschreibt die Kombination des Membran- und Biegeanteils.

Für die resultierende Gesamtspannung (**Bild 4.2**) über der Höhe des Elements bzw. der Höhe des Segments mit dem Abstand der äußeren Integrationspunkte  $t^*$  entspricht der Membrananteil der Spannungs- und Dehnungskomponente als Mittelwert:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11}^m = \frac{1}{t^*} \int \sigma_{11} dt^* \\ \sigma_{22}^m = \frac{1}{t^*} \int \sigma_{22} dt^* \\ \sigma_{33}^m = \frac{1}{t^*} \int \sigma_{22} dt^* \end{array} \right\}, \quad (4.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_{11}^m = \frac{1}{t^*} \int \varphi_{11} dt^* \\ \varphi_{22}^m = \frac{1}{t^*} \int \varphi_{22} dt^* \\ \varphi_{33}^m = \frac{1}{t^*} \int \varphi_{33} dt^* \end{array} \right\}. \quad (4.11)$$

Für jeden Integrationspunkt  $k$  des Elements ergibt sich daraus in diskreter Form:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11}^m = \frac{1}{t^*} \sum_0^k \sigma_{11}^{[k]} \Delta t^* \\ \sigma_{22}^m = \frac{1}{t^*} \sum_0^k \sigma_{22}^{[k]} \Delta t^* \\ \sigma_{33}^m = \frac{1}{t^*} \sum_0^k \sigma_{33}^{[k]} \Delta t^* \end{array} \right\}, \quad (4.12)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_{11}^m = \frac{1}{t^*} \sum_0^k \varphi_{11}^{[k]} \Delta t^* \\ \varphi_{22}^m = \frac{1}{t^*} \sum_k \varphi_{22}^{[k]} \Delta t^* \\ \varphi_{33}^m = \frac{1}{t^*} \sum_k \varphi_{33}^{[k]} \Delta t^* \end{array} \right\}. \quad (4.13)$$

Daraus folgt, dass

$$\left\{ \begin{array}{l} \int \sigma_{11}^b dt^* dl_2 = 0 \\ \int \sigma_{22}^b dt^* dl_1 = 0 \\ \int \sigma_{33}^b dl_1 dl_2 = 0 \end{array} \right\}, \quad (4.14)$$

$$\left. \begin{aligned} \int d\varphi_{11}^b dt^* dl_2 &= 0 \\ \int d\varphi_{22}^b dt^* dl_1 &= 0 \\ \int d\varphi_{33}^b dl_1 dl_2 &= 0 \end{aligned} \right\}. \quad (4.15)$$

Der Nachweis, dass die vorgenommene Separation die gleiche Gesamtenergie wie **Gl. 4.10** ergibt, wird im Folgenden gezeigt. Dabei ist die plastische Energie in den Hauptrichtungen  $\Delta W_{11}$ ,  $\Delta W_{22}$  und  $\Delta W_{33}$ .

$$\Delta W_{11} = \int \sigma_{11} d\varphi_{11} dV = \int \sigma_{11} d\varphi_{11} dt^* dl_2 dl_1 \quad (4.16)$$

$$= \int (\sigma_{11}^m + \sigma_{11}^b) d(\varphi_{11}^m + \varphi_{11}^b) dt^* dl_2 dl_1 \quad (4.17)$$

$$\begin{aligned} = dl_2 dl_1 \int \sigma_{11}^m d\varphi_{11}^m dt^* + \int \sigma_{11}^m d\varphi_{11}^b dt^* + \int \sigma_{11}^b d\varphi_{11}^m dt^* \\ + \int \sigma_{11}^b d\varphi_{11}^b dt^*, \end{aligned} \quad (4.18)$$

$$\Delta W_{22} = \int \sigma_{22} d\varphi_{22} dV = \int \sigma_{22} d\varphi_{22} dt^* dl_2 dl_1 \quad (4.19)$$

$$= \int (\sigma_{22}^m + \sigma_{22}^b) d(\varphi_{22}^m + \varphi_{22}^b) dt^* dl_2 dl_1 \quad (4.20)$$

$$\begin{aligned} = dl_2 dl_1 \int \sigma_{22}^m d\varphi_{22}^m dt^* + \int \sigma_{22}^m d\varphi_{22}^b dt^* + \int \sigma_{22}^b d\varphi_{22}^m dt^* \\ + \int \sigma_{22}^b d\varphi_{22}^b dt^*, \end{aligned} \quad (4.21)$$

$$\Delta W_{33} = \int \sigma_{33} d\varphi_{33} dV = \int \sigma_{33} d\varphi_{33} dt^* dl_2 dl_1 \quad (4.22)$$

$$= \int (\sigma_{33}^m + \sigma_{33}^b) d(\varphi_{33}^m + \varphi_{33}^b) dt^* dl_2 dl_1 \quad (4.23)$$

$$\begin{aligned} = dl_2 dl_1 \int \sigma_{33}^m d\varphi_{33}^m dt^* + \int \sigma_{33}^m d\varphi_{33}^b dt^* + \int \sigma_{33}^b d\varphi_{33}^m dt^* \\ + \int \sigma_{33}^b d\varphi_{33}^b dt^*. \end{aligned} \quad (4.24)$$

Für den Fall reiner Biegung muss gelten:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11}^m \int d\varphi_{11}^b dt^* = 0 \\ \sigma_{22}^m \int d\varphi_{22}^b dt^* = 0 \\ \sigma_{33}^m \int d\varphi_{33}^b dt^* = 0 \end{array} \right\}, \quad (4.25)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} d\varphi_{11}^m \int \sigma_{11}^b dt^* = 0 \\ d\varphi_{22}^m \int \sigma_{22}^b dt^* = 0 \\ d\varphi_{33}^m \int \sigma_{33}^b dt^* = 0 \end{array} \right\}. \quad (4.26)$$

Zudem muss für den Biegeanteil bei gleicher Richtung von  $\sigma_{b1}$  und  $\varphi_{b1}$  bzw.  $\sigma_{b2}$  und  $\varphi_{b2}$  bzw.  $\sigma_{b3}$  und  $\varphi_{b3}$  gelten, d.h. die Biegeenergie ist stets positiv:

$$\left\{ \begin{array}{l} \int \sigma_{11}^b d\varphi_{11}^b dt > 0 \\ \int \sigma_{22}^b d\varphi_{22}^b dt > 0 \\ \int \sigma_{33}^b d\varphi_{33}^b dt > 0 \end{array} \right\}. \quad (4.27)$$

Aus Gl. (4.29) bis Gl. 4.31 folgt nach einer Umformung:

$$\left\{ \begin{array}{l} w_{11} = \frac{\Delta W_{11}}{dt^* dl_2 dl_1} = \int \sigma_{11} d\varphi_{11} = \int \sigma_{11}^m d\varphi_{11}^m + \int \sigma_{11}^b d\varphi_{11}^b \\ w_{22} = \frac{\Delta W_{22}}{dt^* dl_2 dl_1} = \int \sigma_{22} d\varphi_{22} = \int \sigma_{22}^m d\varphi_{22}^m + \int \sigma_{22}^b d\varphi_{22}^b \\ w_{33} = \frac{\Delta W_{33}}{dt^* dl_2 dl_1} = \int \sigma_{33} d\varphi_{33} = \int \sigma_{33}^m d\varphi_{33}^m + \int \sigma_{33}^b d\varphi_{33}^b \end{array} \right\}. \quad (4.28)$$

Hiermit erfolgt durch Auswertung für jeden Umformmechanismus, d.h. jeder Mechanismus enthält stets Anteile in alle drei Raumrichtungen:

$$w_{\text{Membran}} = \int \sigma_{m1} d\varphi_{m1} + \int \sigma_{m2} d\varphi_{m2} + \int \sigma_{m3} d\varphi_{m3}, \quad (4.29)$$

$$w_{\text{Scherung}} = \int \sigma_{12} d\varphi_{12} + \int \sigma_{23} d\varphi_{23} + \int \sigma_{13} d\varphi_{13}, \quad (4.30)$$

$$w_{\text{Biegung}} = \int \sigma_{b1} d\varphi_{b1} + \int \sigma_{b2} d\varphi_{b2} + \int \sigma_{b3} d\varphi_{b3}. \quad (4.31)$$

Die resultierende plastische Energiedichte über den gesamten Umformprozess wird jeweils berechnet. Die Gesamtenergie  $w_{\text{total}}$  ergibt sich aus der Summe der drei berechneten Energiekomponenten:

$$w_{\text{total}} = w_{\text{Membran}} + w_{\text{Scherung}} + w_{\text{Biegung}} \quad (4.32)$$

Die resultierenden Werte werden durch Vergleich der Summe aller Energiewerte mit der von Abaqus angegebenen gesamten plastischen inneren Energiedissipation überprüft. Die Umformmechanismen werden im Rahmen dieser Arbeit global über die Blechdicke bzw. lokal an den oberflächennahen Elementen auf der Werkzeugseite und auf der gegenüberliegenden werkzeugabgewandten Seite ermittelt.

### 4.3 Analyse der Umformmechanismen

#### Experimentelle Randbedingungen

Die experimentellen Untersuchungen werden auf einer 5-Achs-CNC-Fräsmaschine vom Typ DMU 50 der Fa. DMG MORI mit frei rotierendem Umformwerkzeug durchgeführt. Die Antriebsspindel wird im Gleichlauf mit einer Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta = 300 \text{ min}^{-1}$  angetrieben. Die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 300 \text{ mm/min}$  wird für alle Versuche konstant gehalten. Das Umformwerkzeug aus dem Werkzeugstahl 100Cr6 ist umlaufend gehärtet und poliert. Die wesentlichen Maschinenspezifikationen sind **Tabelle 4.4** zu entnehmen.

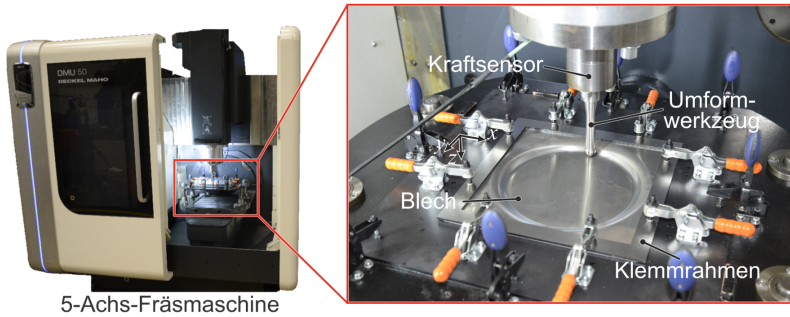
**Tabelle 4.4:** Maschinenspezifikation DMG Mori DMU 50 (N. N., 2016)

Parameter	Dimension
Verfahrweg x-/y-/z-Achse	500/450/400 mm
Eilgang x-/y-/z-Achse	24 m/min
Drehzahlbereich Spindelachse	20 – 10000 1/mm
Max. Vorschubkraft horizontal (x-/y-Achse)	4,8 kN
Max. Vorschubkraft vertikal (z-Achse)	

Die quadratischen Blechproben aus der Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 haben eine initiale Blechdicke  $t_0 = 1 \text{ mm}$ . Die Blechproben, mit der Abmessung von 230 x 230 mm bzw. 130 x 130 mm, werden mittels Wasserstrahlschneiden aus Blechtafeln herausgetrennt, um eine thermische Beeinflussung bei der Probenherstellung auszuschließen. Zur Reduktion des Reibungseinflusses zwischen Werkzeug und Werkstück und Minderung des Werkzeugverschleißes wird die Blechoberfläche vor Beginn des Umformprozesses mit einem Tiefziehöl Iloform PN 226 der Fa. Castrol (ca. 20 ml) benetzt. Eine weitere Schmierstoffzufuhr im Prozess erfolgt nicht. Die Werkzeugbewegung wird ent-



lang einer vordefinierten Werkzeugbahn von einer CNC-gesteuerten Fräsmaschine ausgeführt. Die Maschinensteuerung erfolgt über die Schnittstelle einer Haidenhein iTNC s30. Das Blechhalbzeug wird während des Umformprozesses unter Zuhilfenahme eines Klemmrahmens an den Rändern fixiert. Der Prozessaufbau ist im **Bild 4.7** dargestellt. Alle experimentellen Proben werden in dreifacher Ausfertigung hergestellt und analysiert. Die angegebenen Messwerte sind jeweils Mittelwerte der Einzelmesswerte.

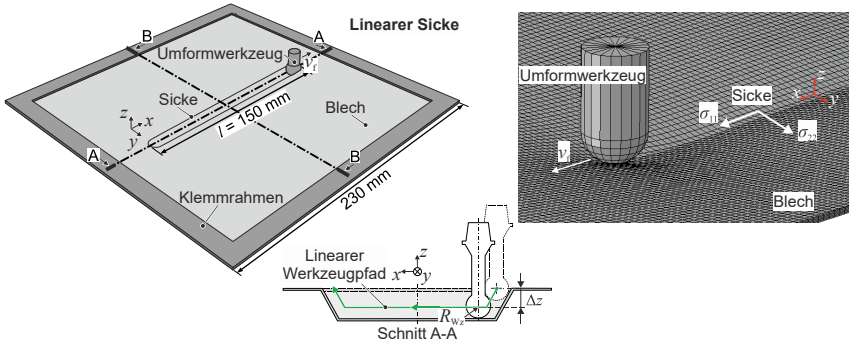


**Bild 4.7:** Prozessaufbau IBU

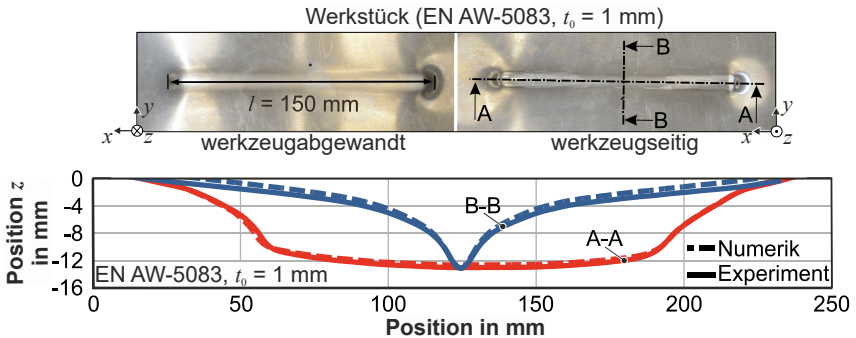
#### 4.3.1 Einfache Zustellung

Zur Vereinfachung werden zunächst Eigenspannungszustände und Umformmechanismen an linearen Sickengeometrien untersucht. Die Sicken werden in einstufigen Umformprozessen hergestellt, in denen das Zustellinkrement  $\Delta z$  der finalen Sickenhöhe  $h$  entspricht. In einem nächsten Schritt wird die Komplexität der Geometrie erhöht, indem Sicken und Kegelstümpfe mit mehrfachen Zustellinkrementen  $\Delta z$  in die Tiefe ausgeformt werden. Zur Fertigung der linearen Sicken wird in das eingespannte Blech eine lineare Nut mit einer Länge von  $l = 150$  mm geformt (**Bild 4.8**). Die Nut wird mit einem einzelnen Zustellinkrement  $\Delta z$  hergestellt, das zwischen  $\Delta z = 1 - 10$  mm variiert. Diese Zustellinkrementgrößen weichen stark von dem in der Literatur beschriebenen Spektrum  $0,05 \text{ mm} \leq \Delta z \leq 2,5 \text{ mm}$  ab (Ham und Jeswiet et al., 2007, Ambrogio et al., 2004). Durch die extremen Prozessparameter soll der Einfluss des einzelnen Parameters auf die Umformmechanismen und den Eigenspannungszustand stärker forciert und sichtbar gemacht werden. Als Vorschubgeschwindigkeit für alle Versuche wird  $v_f = 300$  mm/min verwendet. Der Reibkoeffizient von Werkzeug und Werkstück wurde durch einen Streifenzugversuch ermittelt und beträgt für die verwendete Materialkombination von Werkzeug und Aluminiumwerkstoff  $\mu = 0,2$ . Der Reibkoeffizient wird über das Coulomb'sche Reibmodell berücksichtigt. Die Prozessparameter Zustellinkrement  $\Delta z$  und der Werkzeugradius  $R_{Wz}$  werden variiert, um die Umformmechanismen um deren Einfluss auf die Umformmechanismen zu analysieren. Ein Vergleich von experimentell

ermittelter und numerisch prognostizierter Geometrie für die Prozessparameter Werkzeugradius  $R_{Wz} = 5 \text{ mm}$  und Zustellinkrement  $\Delta z = 10 \text{ mm}$  zeigt eine hohe Übereinstimmung mit einer maximalen Abweichung von 8 % (Bild 4.9).



**Bild 4.8:** Repräsentative Sickengeometrie mit linearem Werkzeugpfad bei einmaliger Zustellung und Aufbau des numerischen Prozessmodells

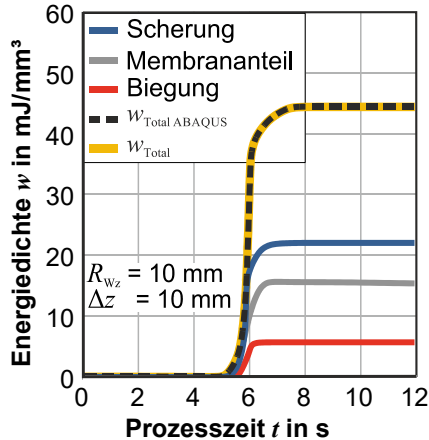


**Bild 4.9:** Vergleichende Analyse der Sickengeometrie

Die Umformmechanismen wurden anhand des numerischen Modells am Messort in der Sickenmitte über die Blechdicke quantitativ ermittelt. Die Auswertung erfolgt am Messpunkt in der Mitte der Nut. Die relevanten Spannungs- und Dehnungskomponenten eines Materialpunktes in einem Volumenelement sind im Bild 4.10 dargestellt.

Die resultierenden Werte werden durch das numerische Modell verifiziert, indem die Summe der drei Energiewerte ( $w_{total}$ ) mit der gesamten internen Energiedissipation von Abaqus  $w_{total, Abaqus}$ , verglichen wird (Bild 4.10). Die Summe der berechneten Energieanteile konnte mit der ausgegebenen Gesamtenergiedichte des numerischen Modells verifiziert werden. Im Bild 4.11a ist der Einfluss des Zustellinkrements  $\Delta z$  auf die Gesamt-

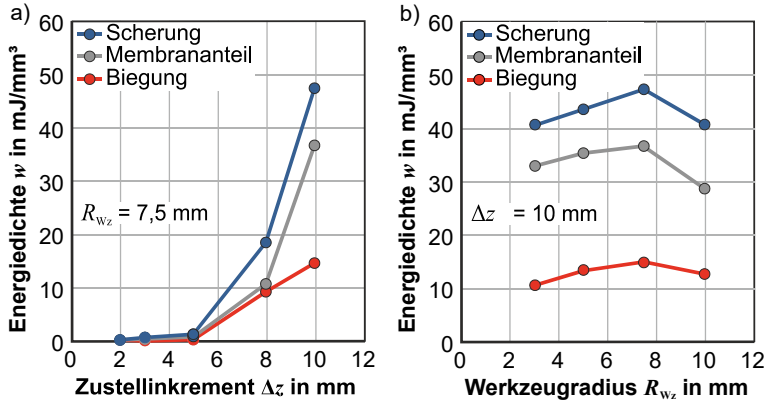
energiedichte während des Umformprozesses, aufgeteilt in die drei Umformmechanismen dargestellt. Es ist erkennbar, dass eine Erhöhung des Zustellinkrements zu einer Erhöhung der Energiedichten für Scherung, Membrananteil und Biegung führt. Der Schermechanismus hat zu Prozessende die maximale Energiedichte, gefolgt von dem Membrananteil und Biegemechanismus.



**Bild 4.10:** Energiedichten der Umformmechanismen im Sickenmittelpunkt

Die resultierenden Werte werden durch das numerische Modell verifiziert, indem die Summe der drei Energiewerte ( $w_{\text{total}}$ ) mit der gesamten internen Energiedissipation von Abaqus  $w_{\text{total, Abaqus}}$ , verglichen wird (Bild 4.10). Die Summe der berechneten Energieanteile konnte mit der ausgegebenen Gesamtenergiedichte des numerischen Modells verifiziert werden. Im **Bild 4.11a** ist der Einfluss des Zustellinkrements  $\Delta z$  auf die Gesamtenergiedichte während des Umformprozesses, aufgeteilt in die drei Umformmechanismen, dargestellt. Es ist erkennbar, dass eine Erhöhung des Zustellinkrements zu einer Erhöhung der Energiedichten für Scherung, Membrananteil und Biegung führt. Der Schermechanismus hat zu Prozessende die maximale Energiedichte, gefolgt von dem Membrananteil und Biegemechanismus.

Der Einfluss des Werkzeugradius  $R_{Wz}$  auf die Umformmechanismen ist, wie im **Bild 4.11b** dargestellt, weniger ausgeprägt als der des Zustellinkrements für die lineare Nutgeometrie. Die Energiedichten bleiben mit zunehmendem Werkzeugradius nahezu konstant. Da sich der Werkzeugradius  $R_{Wz}$  und das Zustellinkrement  $\Delta z$  beim Umformen gegenseitig beeinflussen, wird im Rahmen der folgenden Analysereihen jeweils nur das Zustellinkrement variiert und der Werkzeugradius konstant gehalten.



**Bild 4.11:** Numerisch bestimmte Energiedichtenentwicklung der Umformmechanismen für a) Zustellinkrement und b) Werkzeugradius

### 4.3.2 Texturanalyse

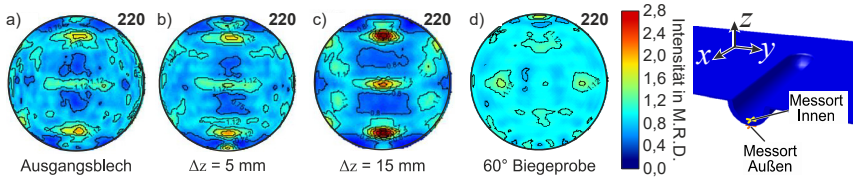
Die in dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Texturanalysen erfolgten am Fachgebiet Metallische Werkstoffe der Technischen Universität Berlin und sind in Maaß et al. (2019b) und Dobecki (2020) veröffentlicht.

#### Einfache Zustellung

Das Ausgangsblech aus der Aluminiumknetlegierung weist eine schwach ausgeprägte, herstellungsbedingte Walztextur auf. Zur experimentellen Untersuchung der Umformmechanismen dienen abgestufte, tiefenaufgelöste Texturmessungen<sup>1</sup>, die mittels Synchrotronstrahlung am Deutschen Elektronen Synchrotron (DESY, Hamburg) durchgeführt wurden. Die Texturanalyse erfolgt durch die Auswertung von Polfiguren in der flächentreuen Projektion unter Angabe der Orientierungsintensitäten als Vielfache der angenommenen Zufallsverteilung (Multiples of a Random Distribution) (Schmidt, 1925). Als Referenztextur dient neben der 220-Polfigur des Ausgangsblechs auch die 220-Polfigur einer durch querkraftfreies Biegen hergestellten 60°-Biegeprobe. **Bild 4.12** ist zu entnehmen, dass die schwach ausgeprägte Walztextur des Ausgangsblechs auf der werkzeugzugewandten Seite mit zunehmender Werkzeugzustellung  $\Delta z$  intensiviert wird. Dies lässt die Schlussfolgerung zu, dass der Stichel eine einseitige, walzähnliche Beanspruchung auf der werkzeugzugewandten Seite verursacht. In Bezug auf die Umformmechanismen zeigt eine numerische Auswertung der absoluten Energiedichten  $w$

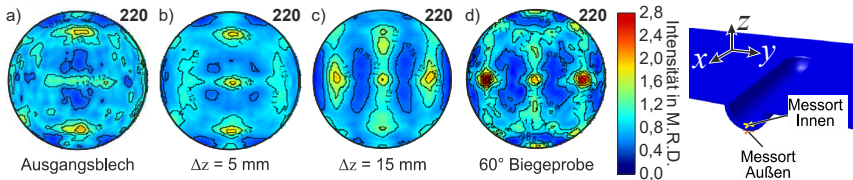
<sup>1</sup> Die Texturmessungen an den linearen Sicken erfolgten durch das Fachgebiet Metallische Werkstoffe der Technischen Universität Berlin und wurden in Maaß et al. (2019b) und Dobecki (2020) bereits veröffentlicht.

(Bild 4.11a) mit steigendem Zustellinkrement  $\Delta z$  eine qualitative Zunahme von Scherung, Biegung und Membrananteil.



**Bild 4.12:** 220-Polfiguren des a) Ausgangsblechs, Sickengeometrien mit b)  $\Delta z = 5$  mm, c)  $R_{Wz} = 15$  mm und einer d)  $60^\circ$ -Biegeprobe, Messvolumen  $500 \times 300 \times 2000 \mu\text{m}$ , Betrachtungsrichtung: Walzrichtung, Messort Innen

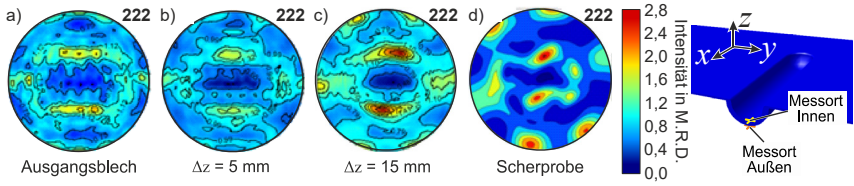
Die numerischen Ergebnisse werden gestützt durch Texturanalysen in der Sickenmitte. Analog zu Bild 4.12 sind die Texturergebnisse auf der werkzeugabgewandten Seite im **Bild 4.13** dargestellt. Es lässt sich eine schwach ausgeprägte Walztextur des Ausgangsblechs auf der Außenseite erkennen. Mit zunehmender Werkzeugzustellung  $\Delta z$  ist die Ausbildung neuer charakteristischer Pole und deren Intensivierung zu erkennen. Diese bilden sich auf den Positionen, vergleichbar mit der Polverteilung der  $60^\circ$ -Biegeprobe, aus. Daher ist eine zunehmende Biegeumformung mit steigender Zustellung  $\Delta z$  qualitativ anhand der vorliegenden Texturdaten und quantitativ anhand der numerischen Ergebnisse (Bild 4.11) belegbar.



**Bild 4.13:** 220-Polfiguren des a) Ausgangsblechs, Sickengeometrien mit b)  $\Delta z = 5$  mm, c)  $R_{Wz} = 15$  mm und einer d)  $60^\circ$ -Biegeprobe, Messvolumen  $500 \times 300 \times 2000 \mu\text{m}$ , Betrachtungsrichtung: Blechnormale, Messort Außen

Im Zargenbereich der Sicke wurde neben dem abgeschwächten Biegeeinfluss auch der Umformmechanismus der Scherung verstärkt beobachtet. Hierbei ist die Schertextur ausgeprägter mit steigendem Zustellinkrement  $\Delta z$ . Dies ist anhand der 222-Polfiguren zu belegen (**Bild 4.14**). Dabei wandelt sich die Ausgangswalztextur mit steigender Werkzeugzustellung  $\Delta z$  zu einer schwachen Schertextur um. Dabei dienen die Texturen des Ausgangsblechs (**Bild 4.14a**) und die Schertextur einer ebenen Torsionsprobe (**Bild 4.14d**) als Referenz. Die Schertextur zeigt hier die charakteristischen 6 Pole an den Rändern. Die auftretende Scherung für hohe Zustellinkremente  $\Delta z$  wirkt sich insbesondere

auf die Blechwanddicke aus, indem diese lokal konzentrierte Wanddickenabnahmen hervorruft.

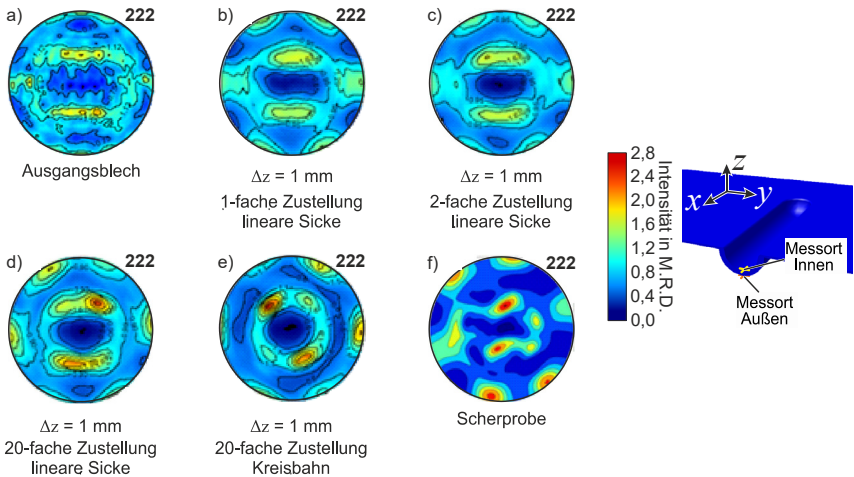


**Bild 4.14:** 222-Polfiguren von a) Ausgangsblechs, Sickengeometrien mit b)  $\Delta z = 5 \text{ mm}$ , c)  $R_{Wz} = 15 \text{ mm}$ , d) Scherprobe (ETV), Messvolumen  $500 \times 300 \times 2000 \text{ }\mu\text{m}$ , Betrachtungsrichtung: Blechnormale, Messort Außen

### 4.3.3 Mehrfache Zustellung

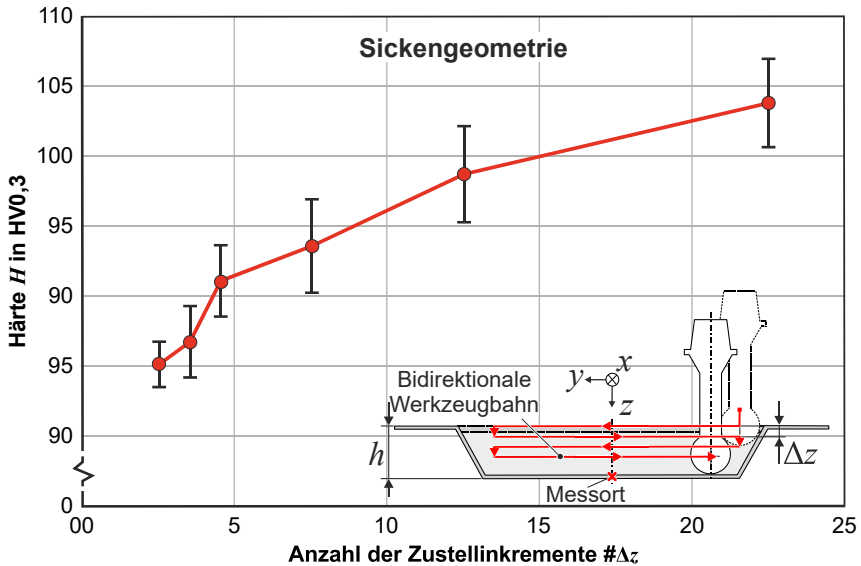
#### Mehrfache Zustellung – Sicke

Um den Einfluss der wiederholten plastischen Umformung auf die Umformmechanismen und Eigenspannungen zu untersuchen, werden mehrere Zustellinkremente gewählt, um eine vergleichbare 10 mm-Gesamtzustellung bei einem konstanten Werkzeugradius von  $R_{Wz} = 10 \text{ mm}$  zu realisieren. Im **Bild 4.15** sind die 222-Polfiguren auf der werkzeugzugewandten Seite in der Sickenmitte für verschiedene Zustellinkremente und



**Bild 4.15:** 222-Polfiguren des a) Ausgangsblechs, b) – e) Mehrfachzustellung der Sickengeometrien mit steigendem Zustellinkrement und f) Scherprobe (ETV), Messvolumen  $500 \times 300 \times 2000 \text{ }\mu\text{m}$ , Betrachtungsrichtung: Blechnormale, Messort Innen.

Bahngeometrien dargestellt. Als Referenz dient neben der 222-Polfigur des Ausgangsbleches die auf Scherung belastete ETV-Probe. Aus Bild 4.15 kann entnommen werden, dass mit erhöhter Anzahl an Zustellinkrementen die zunehmende Ausprägung einer Schertextur im Werkzeugkontaktbereich zu beobachten ist. Demnach wirken bei Mehrfachzustellung neben den bereits beobachteten Umformmechanismen der walzähnlichen Beanspruchung und Biegung zusätzlich die Scherung als dominierender Mechanismus in der Sickenmitte. Die beobachtete Scherung kann neben den Polfiguren aus Bild 4.15 auch am Anstieg der Härten mit zunehmender Zustellungsanzahl in der Sickenmitte an der werkzeugzugewandten Seite abgeleitet werden, siehe **Bild 4.16**. Hierbei steigt die Verfestigung mit zunehmender Anzahl an Zustellinkrementen.<sup>2</sup> Die beobachtete zunehmende Scherung mit größer werdenden Zustellinkrementen wirkt sich insbesondere auf die Blechdicke der Sicken aus.



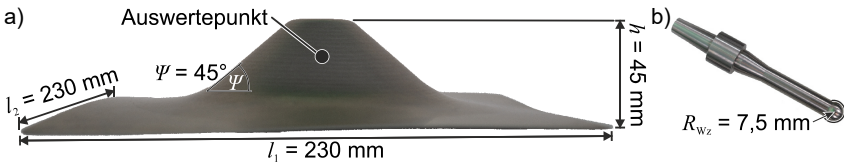
**Bild 4.16:** Härte HV 0,3 in Abhängigkeit der Zustellinkrementanzahl # $\Delta z$  für lineare Sicken ( $h = 10$  mm) mit bidirektionalem Werkzeugpfad

<sup>2</sup> Die Materialhärtemessung an den linearen Sicken erfolgte durch das Fachgebiet Metallische Werkstoffe der Technischen Universität Berlin und wurde in Dobecki (2020) bereits veröffentlicht.

Dabei steigt die prozentuale Blechdickenabnahme in der Sickenmitte von etwa 8 % bei einmaliger Zustellung auf bis zu 38 % bei 20-maliger Zustellung bei gleicher Endgeometrie ( $h = 10 \text{ mm}$ ) und identischem Werkzeugradius.

**Mehrfache Zustellung – Kegelstumpf**

Zur Steigerung der geometrischen Komplexität werden Kegelstumpfgeometrien mittels Single Point Incremental Forming (SPIF) hergestellt. Die Abmessungen der Kegelstumpfgeometrie sind im **Bild 4.17a** dargestellt. Die Sollhöhe  $h = 45 \text{ mm}$  und der Zargenwinkel  $\psi = 45^\circ$  ist für alle Kegelstümpfe identisch. Die Fertigung erfolgt mit einer bidirektionalen Werkzeugbahn.



**Bild 4.17:** Bauteilgeometrie Kegelstumpf

Das Umformwerkzeug aus dem Werkzeugstahl 100Cr6 hat ein sphärisches Ende mit einem Werkzeugradius  $R_{Wz} = 7,5 \text{ mm}$  (**Bild 4.17b**). Das Zustellinkrement wird in drei Stufen variiert:  $\Delta z_{24} = 1,875 \text{ mm}$ ,  $\Delta z_{12} = 3,75 \text{ mm}$  und  $\Delta z_8 = 5,625 \text{ mm}$ . Alle anderen Prozessparameter werden konstant gehalten (**Tabelle 4.5**).

**Tabelle 4.5:** Prozessparameter Kegelstumpfproben

Prozessparameter	$\Delta z_{24} = 1,875 \text{ mm}$	$\Delta z_{12} = 3,75 \text{ mm}$	$\Delta z_8 = 5,625 \text{ mm}$
Anzahl der Zustellinkremente	24	12	8
Werkzeugradius $R_{Wz}$	7,5 mm		
Rel. Zustellinkrement $\Delta z/R_{Wz}$	0,25	0,5	0,75
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	1500 mm/min		
Rotationsgeschwindigkeit $\theta$	300 $\text{min}^{-1}$		

Das in der Simulationssoftware Abaqus/Explizit aufgebaute numerische Prozessmodell besteht aus dem starren Umformwerkzeug und dem elastisch-plastischen Blechhalbzeug mit 182.405 hexaedrischen Kontinuumselementen (C3D8) der Kantenlänge 1 mm und 5 Elementen über der Blechdicke von  $t = 1 \text{ mm}$  (**Bild 4.18**). Es wird eine explizite Zeitintegration inklusive Massenskalierung (Faktor  $10^3$ ) mit einem stabilen Zeitschritt

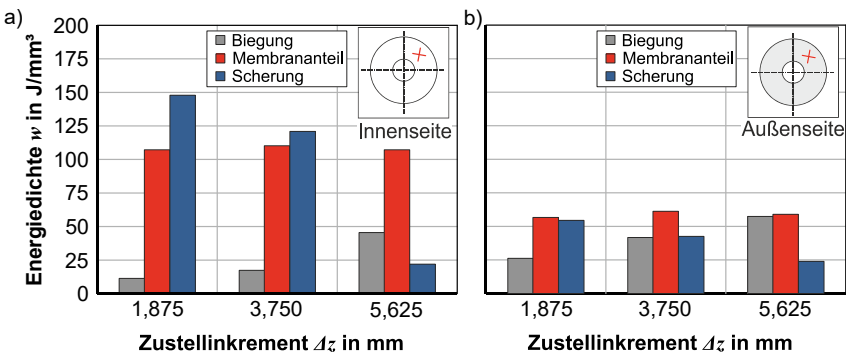


von  $1 \times 10^{-6}$  s verwendet. Das Materialmodell beinhaltet die beschriebene kombinierte isotrop-kinematische Verfestigung. Die numerische Simulation beginnt mit der Prozesssimulation in Abaqus/Explizit zur Analyse des Umformprozesses, gefolgt von einer anschließenden impliziten Simulation (Abaqus/Standard) zur Analyse der Eigenspannungen nach dem Ausspannen des Werkstücks. Zwischen Umformwerkzeug und Blech wird ein Penalty-Kontakt verwendet. Die Zeit für die vollständige Berechnung der großen Kegelstümpfe beträgt  $\sim 120$  Stunden (Intel Xeon CPU E3-1245 v5 @ 3,50 GHz).



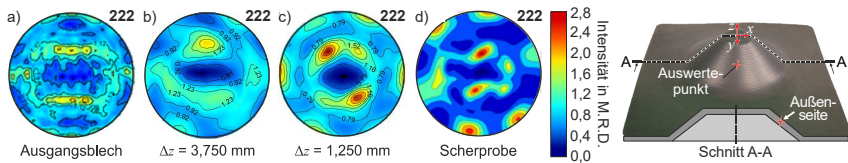
**Bild 4.18:** Prozessmodell Kegelstumpf (Schnittansicht)

Die Umformmechanismen werden gemäß Bild 4.17 auf der Mitte der Kegelstumpffzarge ( $h/2 = 22,5$  mm) auf der Innen- und Außenseite ausgewertet. Ausschlaggebend ist jeweils das oberflächennahe Element. Eine Auswertung der Umformmechanismen auf der Werkzeugeite zeigt eine signifikante und kontinuierliche Zunahme des Schermechanismus mit zunehmender Anzahl von Zustellinkrementen (**Bild 4.19**). Gleichzeitig nimmt der Biegemechanismus im gegenläufigen Trend mit zunehmender Anzahl von Zustellinkrementen kontinuierlich ab. Der Membrananteil auf der Werkzeugeite variiert in einem kleinen, nahezu konstant bleibenden Bereich mit zunehmender Anzahl Zustellinkrementen. Auf der werkzeugabgewandten Seite ist die qualitative Entwicklung der Umformmechanismen gleich der werkzeugseitigen Entwicklung. Allerdings liegen die Umformmechanismen Scherung und Membrananteil auf einem niedrigeren Niveau als auf der Werkzeugeite. Der Biegemechanismus ist auf der werkzeugabgewandten Seite höher als auf der Werkzeugeite.



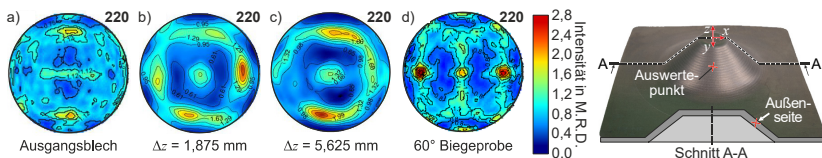
**Bild 4.19:** Umformmechanismen a) Kegelstumpffinnenseite und b) Kegelstumpfaußenseite

Die numerischen Ergebnisse werden gestützt von experimentellen Texturanalysen an Kegelstumpfgeometrien (Dobecki, 2020). **Bild 4.20** zeigt die ermittelte Textur auf der Außenseite der Kegelstumpfzarge im Vergleich mit der initialen Walztextur und einer Referenzschertextur einer ETV-Probe. Die 222-Polfiguren der Bauteilaußenseite zeigen mit abnehmender Zustellinkrementgröße die Ausbildung einer charakteristischen 222-Polfigur der Scherprobe (Bild 4.20d). Ausgehend von der wenig ausgeprägten Walztextur des Ausgangsblechs, wird das Zentrum der Polfigur mit sinkender Inkrementgröße verzerrt. Zudem bilden sich an den Rändern die 6 charakteristischen Intensitäten der Schertextur aus.



**Bild 4.20:** 222-Polfiguren des a) Ausgangsblechs, Kegelstumpfgeometrie mit b)  $\Delta z = 3,75$  mm und c)  $\Delta z = 1,25$  mm, d) Scherprobe (ETV), Messvolumen  $500 \times 300 \times 2000 \mu\text{m}$ , Betrachtungsrichtung: Blechnormale, Messort Außen

In Bezug auf die Entwicklung des Biegemechanismus wurden die Kegelstümpfe auf der Zargenaußenseite in Bezug auf die Ausbildung einer charakteristischen Biegetextur analysiert. Die 220-Polfiguren in **Bild 4.21** zeigen die Texturentwicklung mit aufsteigender Zustellinkrementgröße (Bild 4.21b-c) im Vergleich zur Ausgangstextur (Bild 4.21a) und einer um  $60^\circ$  gebogenen Vergleichsprobe (Bild 4.21d). Mit zunehmender Zustellinkrementgröße bilden sich von der anfänglichen Walztextur des Ausgangsblechs vertikale Intensitätsbänder aus, die der Charakteristik der Biegeprobe entsprechen. Die Intensitäten verstärken sich mit zunehmender Inkrementgröße.

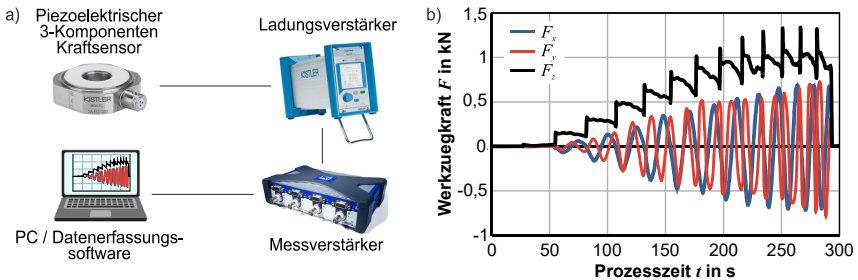


**Bild 4.21:** 220-Polfiguren des a) Ausgangsblechs, Kegelstumpfgeometrien mit b)  $\Delta z = 1,875$  mm und c)  $\Delta z = 5,625$  mm, d)  $60^\circ$ -Biegeprobe, Messvolumen  $500 \times 300 \times 2000 \mu\text{m}$ , Betrachtungsrichtung: Blechnormale, Messort Außen

Die experimentell ermittelten Texturentwicklungen entsprechen qualitativ der numerisch prognostizierten Entwicklung der Umformmechanismen auf der Kegelstumpfaußenseite. Eine differenzierte Ermittlung der Texturen auf der werkzeugzugewandten Zargeninnenseite wird durch die Vielzahl überlagerter Umformmechanismen erschwert. Eine Kombination aus Biege- und Schermechanismus wird durch die walzähnliche Beanspruchung im Werkzeugkontakt überlagert. Eine eindeutige Zuordnung der ermittelten Textur und der Umformmechanismen kann somit nicht zweifelsfrei erfolgen. (Dobecki, 2020)

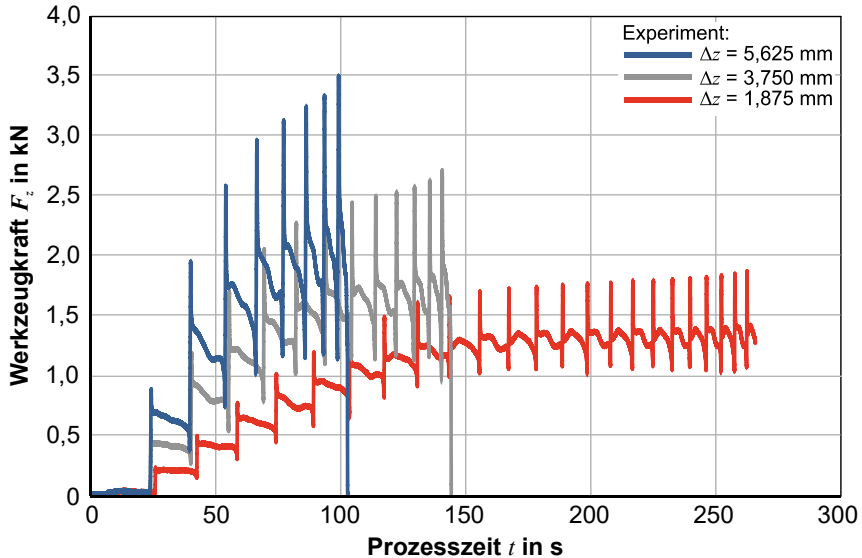
### Prozesskraft

Die Prozesskräfte werden über einen im Werkzeughalter integrierten 3-Komponenten-Kraftsensor 9047C der Fa. Kistler in situ im Prozess gemessen. Der Messaufbau ist im **Bild 4.22a** abgebildet. Es wird die Kraftkomponente in den drei Raumrichtungen  $x$ -,  $y$ -,  $z$ -Richtung, entsprechend den Maschinenachsen (Bild 4.7), berücksichtigt. Das Messsignal der drei Richtungskomponenten wird jeweils über einen 1-Kanal-Laborladungsverstärker vom Typ 5015A der Fa. Kistler an den 4-Kanal-Messverstärker Quantum X vom Typ MX410B der Fa. HBM weitergeleitet. Die Darstellung und Speicherung des Messsignals erfolgt mit der Catman Easy Software der Fa. HBM. Der experimentelle Prozesskraftverlauf für  $\Delta z_{12} = 3,75$  mm ist im **Bild 4.22b** dargestellt. Die  $z$ -Komponente steigt schrittweise mit jedem Inkrement mit einem Peak, bedingt durch die Indentation der Zustellung. Die  $z$ -Komponente ist im IBU-Prozess stets die Maximalkraftkomponente  $F_{\max}$ . Die  $x$ - und  $y$ -Komponenten der Prozesskraft verlaufen sinusförmig mit einem Versatz von  $90^\circ$  aufgrund der Rotationssymmetrie.



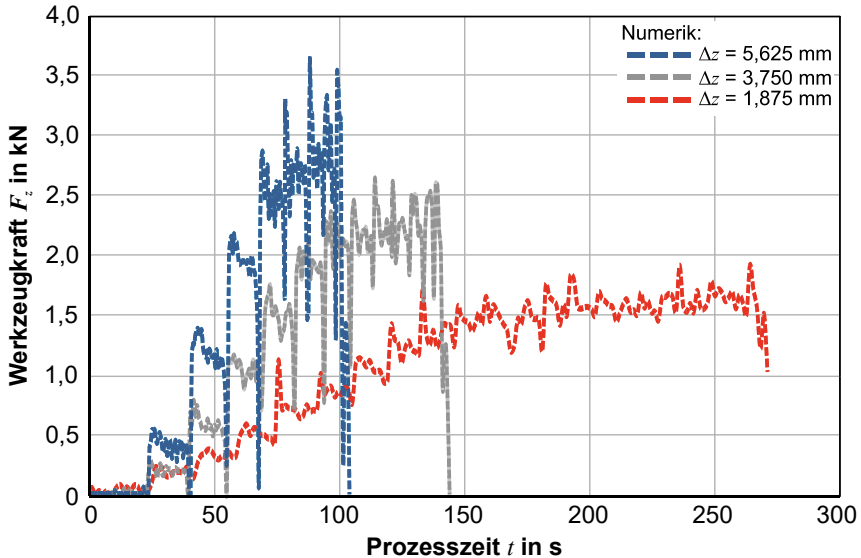
**Bild 4.22:** a) Messaufbau Prozesskraftmessung und b) Prozesskräfte Kegelstumpf

Ein Vergleich der experimentell gemessenen Prozesskräfte  $F_z$  für die drei verschiedenen Zustellinkremente  $\Delta z$  ist im **Bild 4.23** dargestellt. Ein Anstieg des Zustellinkrements  $\Delta z$  verkürzt die Prozesszeit aufgrund der geringeren Anzahl benötigter Inkremente. Im Vergleich zu 24 Inkrementen ( $\Delta z_{24} = 1,875$  mm) werden für 12 Inkremente ( $\Delta z_{12} = 3,75$  mm) entsprechend 50 % bzw. für 8 Inkremente ( $\Delta z_8 = 5,625$  mm) 30 % der



**Bild 4.23:** Experimentell ermittelte Prozesskraft der Kegelstumpfgeometrie in Abhängigkeit des Zustellinkrements

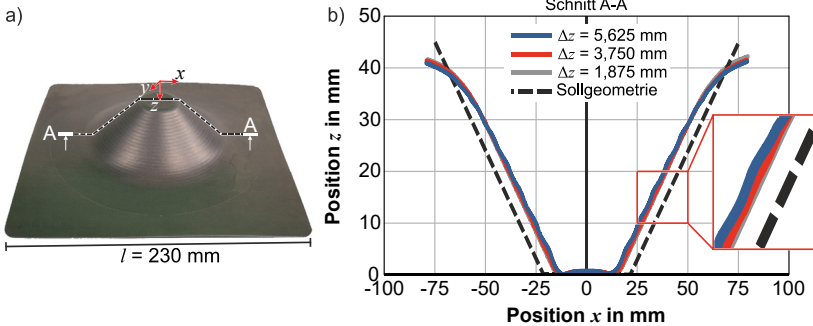
Prozesszeit benötigt. Gegenteilig verhält sich die Prozesskraft. Die maximale Prozesskraft  $F_z$  des betrachteten Prozessfensters wird für 8 Inkremente ( $\Delta z_8 = 5,625$  mm) erzielt. Die Differenz zur minimalen Prozesskraft für 24 Inkremente ( $\Delta z_{24} = 1,875$  mm) beträgt hierbei 46 %. Es besteht eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen und den numerischen Ergebnissen mit einer Abweichung der Prozesskraftmaxima von 7 % (Bild 4.24). Die Kräfte-Peaks resultieren aus den Werkzeugzustellungen. Die Zeitspanne zwischen zwei dieser Peaks nimmt aufgrund des abnehmenden Bahndurchmessers der Kreisbahn mit zunehmender Kegeltiefe kontinuierlich ab.



**Bild 4.24:** Numerisch ermittelte Prozesskraft der Kegelstumpfgeometrie in Abhängigkeit des Zustellinkrementes

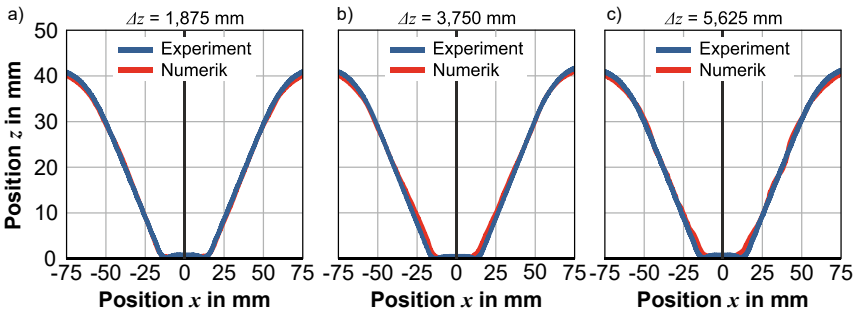
### Geometrie

Die experimentelle Geometrie wird mittels 3D-Digitalisierer analysiert. Die numerische Geometrie wird zum Vergleich aus Abaqus exportiert. Ein Vergleich der Soll-Geometrie (Schnitt A-A) mit den experimentellen Ergebnissen ist **Bild 4.25** zu entnehmen. Mit abnehmender Anzahl von Zustellinkrementen nimmt die Welligkeit der Oberfläche aufgrund der steigenden Inkrementgröße zu. Die maximale geometrische Abweichung zur CAD-Sollgeometrie beträgt aufgrund prozessbedingter Rückfederungseffekte 11 %. Die Genauigkeit der Endgeometrie steigt jedoch mit abnehmender Inkrementanzahl. Die maximale Abweichung zwischen den drei Endgeometrien beträgt weniger als 5 %. Daher ist davon auszugehen, dass eine Variation des Zustellinkrements innerhalb der untersuchten Grenzen keinen signifikanten Einfluss auf die resultierende Bauteilgeometrie hat.



**Bild 4.25:** a) Experimentell gefertigter Kegelstumpf und b) Querschnittsgeometrie

Ein Vergleich der Geometrien (Schnitt A-A) von experimentellen und numerischen Ergebnissen ist **Bild 4.26** zu entnehmen. Eine zunehmende Anzahl von Inkrementen führt zu einer verbesserten geometrischen Übereinstimmung. Die maximale geometrische Abweichung verbessert sich von  $\Delta z_{8 \text{ max}} = 0,67 \pm 0,01 \text{ mm}$  für 8 Inkremente auf  $\Delta z_{24 \text{ max}} = 0,49 \pm 0,01 \text{ mm}$  für 24 Inkremente. Es zeigt sich eine steigende Welligkeit der Bauteiloberfläche, mit steigender Inkrementgröße (Bild 4.26). Eine Analyse der Oberflächenqualität in Abhängigkeit der Prozessparameter erfolgt durch eine optische Auswertung.

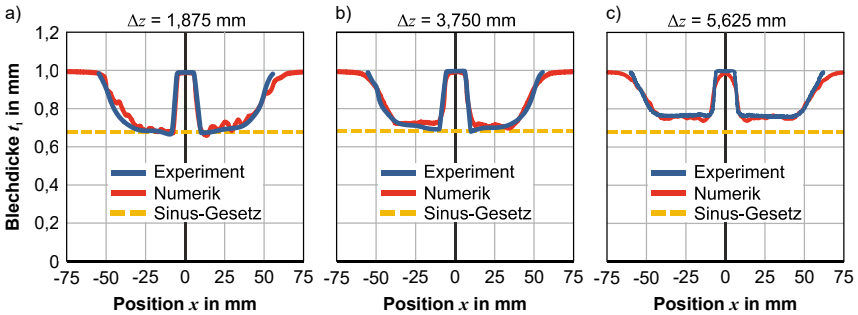


**Bild 4.26:** Geometrievergleich experimenteller und numerischer Ergebnisse für a) 24 Inkremente, b) 16 Inkremente und c) 8 Inkremente

**Blechdicke**

In diesem Unterkapitel wird der Einfluss des Zustellinkrements auf die Blechausdünnung und die Verfestigung in der Zarge analysiert. Die Blechdickenverteilung des umgeformten Bauteils wird durch ein 3D-Digitalisierungsverfahren der Vorder- und Rückseite des Bauteils in der Zarge ermittelt. Die Blechdickenverteilung entlang des Schnitts A-A (Bild 4.25) ist im **Bild 4.27** dargestellt. Die initiale Blechdicke von  $t_0 = 0,961 \text{ mm}$  nimmt mit zunehmender Anzahl von Zustellinkrementen ab. Die vom

Sinus-Gesetz prognostizierte Blechdicke für einen Zargenwinkel  $\Psi = 45^\circ$  beträgt  $t_1 = 0,68$  mm. Dies entspricht einer Blechdünnung von 29,4 %. Für die experimentell bestimmte Blechdicke in der Zarge variiert die Reduktion zwischen 21,9 % für 8 Inkremente (**Bild 4.27c**) und 29,2 % für 24 Inkremente (**Bild 4.27a**). Das Sinus-Gesetz basiert



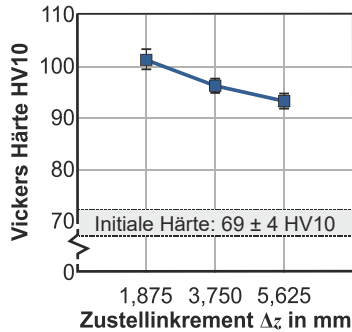
**Bild 4.27:** Blechdickenverteilung Kegelstumpf für a) 24 Inkremente, b) 16 Inkremente und c) 8 Inkremente

hierbei auf der Überlegung einer reinen Scherdeformation in Anlehnung an den Prozess des Drückens. Aus der Änderung der Schermechanismen (Bild 4.19) kann geschlossen werden, dass der Schermechanismus mit steigendem Zustellinkrement abnimmt. Dieser Sachverhalt erklärt die sinkende Prognosegüte des Sinus-Gesetzes mit höherer Inkrementanzahl, wie hier zu beobachten ist. Die maximale Abweichung zwischen experimentellem und numerischem Ergebnis beträgt 9 % über alle Versuchsreihen. Mit abnehmender Inkrementanzahl wird die Blechdickenverteilung entlang der Zarge homogener. Durch die Prozessspezifika der inkrementellen Umformung wird im Prozess ausschließlich die Zarge im Vergleich zur Ausgangsblechdicke reduziert. Im gespannten Flanshbereich und im nicht umgeformten Bodenbereich bleibt die Blechdicke konstant und entspricht der initialen Blechdicke konstant.

### Materialverfestigung

Die Bestimmung der Kaltverfestigung der finalen Bauteilzarge erfolgt mittels Vickers-Härtemessungen nach DIN 6507. Hierzu werden rechteckige Segmente mit der Abmessung 15 x 30 mm mit einer Nasstrennschleifmaschine Discotom-100 der Fa. Struers aus der Zarge herausgetrennt. Die Segmente werden in eine Kalteinbettmasse eingebettet und in einem Nassschleifprozess poliert. Die Ermittlung der Materialhärte erfolgt mit einer Härteprüfmaschine Dia-Testor 2Rc der Fa. Wolpert durch HV10 Vickers-Härtemessungen mit einem Prüfkörper mit Diamantpyramide mit einem Spitzenwinkel von  $136^\circ$  und einer Prüfkraft von  $F = 98,07$  N. Die Messungen erfolgen am Auswertepunkt in der Zargenmitte (Bild 4.17) im Bauteilquerschnitt. Die angegebenen Messwerte sind jeweils Mittelwerte dreier Eindrücke über der Querschnittsfläche. Die initiale Härte  $H_0$  des Grundmaterials EN AW-5083 ( $t_0 = 1$  mm) beträgt im Querschnitt

$H_0 = 68,9 \pm 4$  HV10. Infolge des Umformprozesses und der im Bild 4.27 beobachteten Blechdickenreduktion im umgeformten Bereich steigt die initiale Härte im Auswertepunkt um ca. 140 %, wie **Bild 4.28** zu entnehmen ist. Bezüglich des Zustellinkrements ist ein Anstieg der Materialhärte in der Zarge bei Reduktion der Inkrementgröße korrespondierend zur Blechausdünnung. Die Härte von 92,9 HV10 für  $\Delta z_8 = 5,625$  mm steigt monoton bis zu einem Maximalwert von 101,5 HV10 für  $\Delta z_{24} = 1,875$  mm. Dies entspricht einer Erhöhung der Materialhärte um 8,4 % in der Zargenmitte.



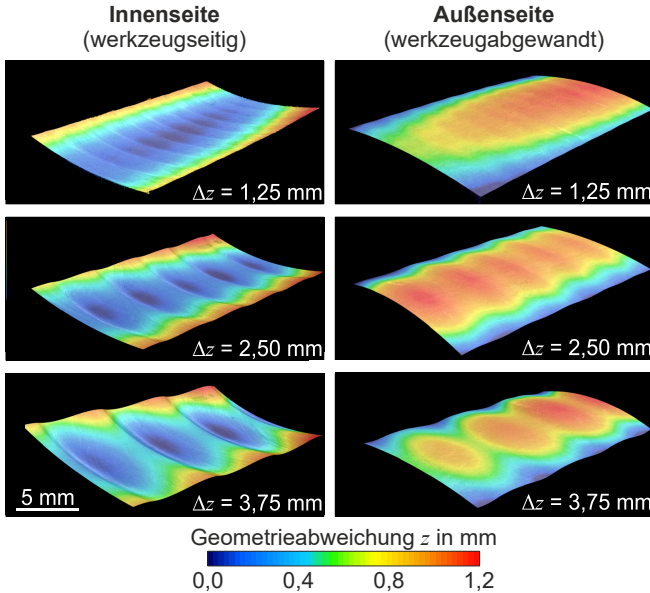
**Bild 4.28:** Experimentelle Härtemessung am Kegelstumpf

### Bauteiloberfläche

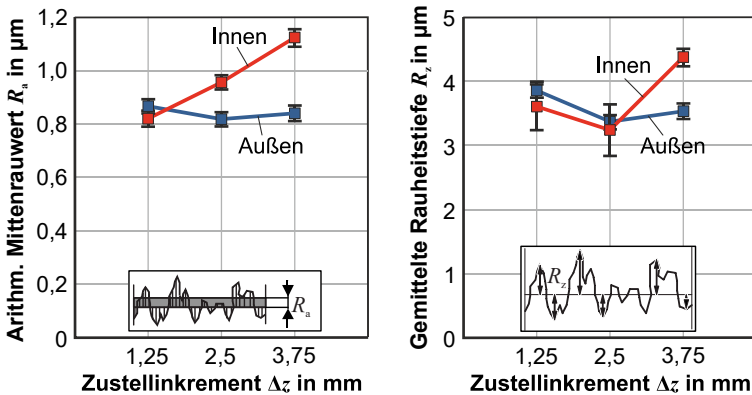
Eine Analyse der Bauteiloberflächenbeschaffenheit erfolgt durch eine Vermessung mittels 3D-Profilometer VR-5200 der Fa. Keyence im Lichtschnittverfahren mit einer Auflösung von  $0,1 \mu\text{m}$ . Hierzu werden rechteckige Segmente ( $15 \times 30$  mm) aus der Zarge entnommen und beidseitig vermessen. Die optische Auswertung der Geometrie im **Bild 4.29** zeigt die Welligkeit der Oberfläche aufgrund der Werkzeugeindrücke parallel zur Werkzeugbahn. Es ist eine größere Welligkeit mit steigendem Zustellinkrement zu beobachten. Zudem ist die Welligkeit auf der Innenseite im Werkzeugeingriff aufgrund der Einkerbungen der Zustellinkremente größer als auf der werkzeugabgewandten Außenseite. Zur Quantifizierung der Oberflächenbeschaffenheit werden in radialer Richtung entlang der Segmente die mittlere arithmetische Oberflächenrauheit  $R_a$  und die Rauheitstiefe  $R_z$  ausgewertet. Die Ergebnisse sind **Bild 4.30** zu entnehmen. Die arithmetische Oberflächenrauheit  $R_a$  (**Bild 4.30a**) steigt auf der werkzeugzugewandten Innenseite monoton von einem Anfangswert  $R_{a,1,25} = 0,83 \mu\text{m}$  auf  $R_{a,3,75} = 1,16 \mu\text{m}$  mit zunehmendem Zustellinkrement  $\Delta z$ . Auf der werkzeugabgewandten Außenseite bleibt die arithmetische Oberflächenrauheit  $R_a$  aufgrund des fehlenden Werkzeugeingriffs und der größeren Streckung für alle Zustellinkremente nahezu konstant bei  $R_a = 0,86 \mu\text{m}$ . Der Wert der Rauheitstiefe  $R_z$  zeigt die größte Änderung auf der Bauteilinnenseite (**Bild 4.30b**). Mit steigendem Zustellinkrement nimmt die Rauheitstiefe von  $R_{z,1,25} = 3,65 \mu\text{m}$



auf  $R_{z,3,75} = 4,43 \mu\text{m}$  zu. Die Rauheitstiefenänderung auf der Zargenaußenseite ist weniger stark ausgeprägt.



**Bild 4.29:** 3D-Profilometeraufnahme der Zargenoberfläche am Kegelstumpf



**Bild 4.30:** Oberflächenrauigkeit der Zargenoberfläche am Kegelstumpf

#### 4.4 Zusammenfassung und Fazit

In den vorangegangenen Abschnitten erfolgte eine Analyse des Einflusses der Prozessparameter der inkrementellen Blechumformung auf die Umformmechanismen. An

linearen Sicken und Kegelstümpfen wurde der Einfluss von Zustellinkrement  $\Delta z$  und Werkzeugradius  $R_{Wz}$  analysiert. Zur Analyse wurden metallurgische Texturuntersuchungen und eine numerische Bestimmung der Energieanteile zur Bestimmung der Umformmechanismen im IBU-Prozess herangezogen. Die Ergebnisse können wie folgt zusammenfasst werden:

- Für einfache Zustellungen ( $h = \Delta z$ ) zeigen die ermittelten Energieanteile einen monotonen Anstieg der Umformmechanismen Biegung, Scherung und Membrananteil für zunehmende Zustellinkrementgröße  $\Delta z$ . Mit steigenden Werkzeugradien  $R_{Wz}$  zeigen alle Umformmechanismen keine signifikante Änderung. Diese Beobachtungen konnten durch Texturanalysen experimentell belegt werden.
- Für mehrfache Zustellungen konnte durch die ermittelten Energieanteile gezeigt werden, dass eine Abnahme der Zustellinkrementgröße  $\Delta z$  bzw. des Werkzeugradius  $R_{Wz}$  einen monotonen Anstieg des Schermechanismus bewirkt. Mit zunehmender Zustellinkrementgröße  $\Delta z$  steigt der Biegemechanismus monoton. Dieses Resultat konnte durch experimentelle Texturanalysen validiert werden.
- Der wirksame Schermechanismus bei abnehmender Zustellinkrementgröße  $\Delta z$  bewirkt eine stärkere Blechverdünnung und eine höhere Materialverfestigung.
- Die abnehmende Prognosegüte des Sinus-Gesetzes mit steigender Zustellinkrementgröße  $\Delta z$  resultiert aus dem reduzierten Schermechanismus, da das Sinus-Gesetz als Prämisse auf einer reinen Scherumformung basiert.
- Mit steigender Zustellinkrementgröße  $\Delta z$  ist eine zunehmende Welligkeit der Blechoberfläche der werkzeugzugewandten Bauteilseite zu beobachten. Eine Analyse der Rauheit zeigt einen Anstieg des Mittenrauwerths mit steigende Zustellinkrement auf dieser Seite, wohingegen der Mittenrauwert der werkzeugabgewandten Seite mit der Änderung der Zustellinkrementgröße konstant bleibt. Dieser Effekt ist auf die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück im Werkzeugeingriff zurückzuführen.

Es konnte gezeigt werden, dass eine gezielte Beeinflussung der Umformmechanismen durch eine Anpassung der Prozessparameter der inkrementellen Blechumformung möglich ist. Das numerische Modell konnte durch einen Vergleich von Prozesskraft und Geometrie für den Werkstoff EN AW-5083 quantitativ validiert werden. Der auf den Daten des numerischen Modells basierende Ansatz zur Analyse der Umformmechanismen konnte durch experimentelle Texturanalysen qualitativ validiert werden.



## 5 Gezielte Eigenspannungseinstellung

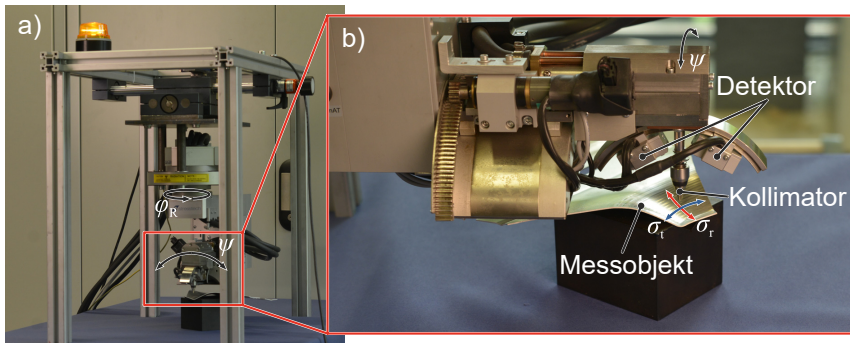
In diesem Kapitel wird dargelegt, wie eine Prozessparametereinstellung der inkrementellen Blechumformung genutzt werden kann, um die Eigenspannungsbildung gezielt zu beeinflussen. Hierzu wird auf den im vorherigen Kapitel analysierten Einfluss der Prozessparameter auf Geometrie, Verfestigung und Umformmechanismen zurückgegriffen. Teile dieses Kapitels wurden bereits veröffentlicht in Maaß et al. (2018) und Maaß et al. (2019b).

### 5.1 Experimentelle Eigenspannungsbestimmung

Die Eigenspannungsmessungen werden mittels zerstörungsfreier Röntgenbeugung (XRD) durchgeführt. Zur Messung der oberflächennahen Eigenspannungen wird ein portables Röntgendiffraktometer Xstress 3000 G2R der Fa. Stresstech verwendet (**Bild 5.1**). Die Dehnungsanalyse basiert auf der Bestimmung des Netzebenenabstands  $d\{hkl\}$  ( $hkl$ -Miller-Indizes) nach dem Bragg'schen Gesetz nach **Gl. (5.1)**:

$$n\lambda = 2d\{hkl\}\sin\theta_B, \quad (5.1)$$

dabei ist  $n$  die Beugungsordnung der Interferenz  $hkl$ ,  $\lambda$  die Wellenlänge der Strahlung und  $\theta_B$  der Bragg-Winkel. Die Eigenspannungen werden orts aufgelöst, jeweils in einem Messort, der Sickenmitte bzw. in der Mitte der Bauteilzarge gemessen. Im Messort erfolgt die Eigenspannungsbestimmung jeweils auf der Bauteilinnenseite, der werkzeugzugewandten Seite und der Bauteilaußenseite der werkzeugabgewandten Seite. Die Bestimmung der oberflächenparallelen Eigenspannungen erfolgt mithilfe röntgenografisch ermittelter Gitterdehnungen. Die Spannungen werden hierbei nach der Methode  $\sin^2 \Psi$  berechnet (Macherauch und Müller, 1961). Zur Analyse wird monochromatische Cr-K $\alpha$ -Strahlung ( $\lambda = 0,229$  nm) mit einer Eindringtiefe von  $\tau = 7$   $\mu\text{m}$  verwendet. Es wird

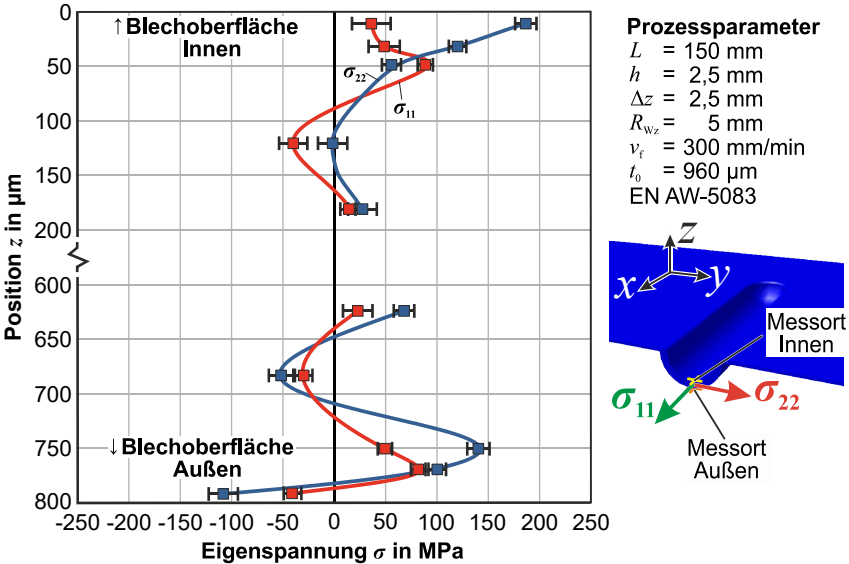


**Bild 5.1:** Messaufbau Eigenspannungsmessung a) Röntgendiffraktometer Stresstech XStress 3000 mit b) Goniometereinheit

der 222-Reflex ausgewertet mit der Linienlage  $2\theta_B = 156,7^\circ$ . Die Reflexionsprofile werden in dem Bereich von  $-42^\circ - 42^\circ (\pm 3^\circ \text{ Oszillation})$  für die 9  $\psi$ -Kippungen ( $0^\circ, \pm 18,7^\circ, \pm 27^\circ, \pm 33,8^\circ, \pm 40^\circ$ ) ausgewertet (Bild 5.1). Es wird ein Kollimator mit einem Durchmesser  $D = 2 \text{ mm}$  verwendet. Die Belichtungszeit beträgt  $t = 20 \text{ s}$  pro  $\psi$ -Kippung. Die im Rahmen dieser Arbeit genannten Messwerte sind jeweils Mittelwerte aus drei Messwiederholungen. Für die Bewertung der Eigenspannungen werden die elastischen Beugungskonstanten (DEK)  $s_2 = 19,536 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}$  und  $s_1 = -5,093 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}$  angenommen. Die Eigenspannungen an der Messstelle werden in einer Aufspannung in zwei Raumrichtungen,  $90^\circ$  zueinander versetzt, analysiert. Hierfür wird das Goniometer in die Messpositionen ( $\varphi_R = 0^\circ$ ) und Messposition 2 ( $\varphi_R = 90^\circ$ ) rotiert (Bild 5.1). Die Messgenauigkeit der Eigenspannungen konnte durch eine vergleichende Eigenspannungsanalyse der in Dobecki (2020) gezeigten Ergebnisse an röntgenografischen Eigenspannungsmessungen am Diffraktometer der Fa. Huber validiert werden.

**Eigenspannungstiefenverlauf**

Die Eindringtiefe der Röntgenstrahlung und damit die Informationstiefe der oberflächennahen Eigenspannungsbestimmung beträgt  $\tau_{\text{XRD}} = 7 \mu\text{m}$ . Um weitergehende Informationen über die Eigenspannungsverteilung über den Blechquerschnitt zu erhalten, besteht die Möglichkeit, durch elektrochemischen Materialabtrag iterativ durch eine An-



**Bild 5.2:** Tiefenaufgelöste IBU-Eigenspannungen (XRD)

einanderreihung mehrerer Eigenspannungsmessungen einen Tiefenverlauf zu bestimmen. Dies wird im Folgenden für eine Referenzprobe durchgeführt. Bei der Referenzprobe handelt es sich um eine lineare Sicke mit der Länge  $l = 150$  mm, die in einmaliger Zustellung  $\Delta z = 2,5$  mm gefertigt wurde ( $h = \Delta z = 2,5$  mm) mit einem Werkzeugradius  $R_{Wz} = 5$  mm. Die Eigenspannungen werden auf der Innen- und Außenseite in zwei Richtungen in der Sickenmitte bestimmt, parallel zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{11}$  und orthogonal zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{22}$ . Hier ergeben sich für die werkzeugzugewandte Innenseite oberflächennahe Zugeigenspannungen für beide Richtungen. Die ermittelte Sickengeometrie Bild 4.9 zeigt eine Krümmung der Sicke sowohl in  $x$ -Richtung um das Werkzeug als auch des resultierenden Sickenbodens in  $y$ -Richtung. Aus diesen Biegungen resultieren die Eigenspannungen, wobei der Biegeradius der Sicke in  $x$ -Richtung sehr viel größer ist als in  $y$ -Richtung. Hieraus ergibt sich die Differenz der gemessenen Eigenspannungen nahe der Oberfläche. Für die Bestimmung der Eigenspannungen in der Tiefe ( $z$ -Richtung) wird nach jeder XRD-Messung elektrochemisch Material an der Messstelle abgetragen und erneut gemessen. Somit ergibt sich ein im Bild 5.2 dargestellter Tiefenverlauf. Der Materialabtrag erfolgt in 4 Schritten jeweils von der Innen- bzw. Außenseite bis zu einer Tiefe von  $180 \mu\text{m}$ . Der Abtrag ergibt sich für die 4 Schritte zu  $a_1 = 30 \mu\text{m}$ ,  $a_2 = 20 \mu\text{m}$ ,  $a_3 = 65 \mu\text{m}$  und  $a_4 = 65 \mu\text{m}$ . Der elektrochemische Abtrag erfolgt mit einem Elektropoliergerät Kristall 650 der Fa. Stresstech. Die Messstelle wird für den Abtrag kreisrund abgeklebt mit einer Abtragfläche  $A = 3,14 \text{ mm}^2$  ( $D = 2 \text{ mm}$ ). Der Elektrolyt wirkt mit einer Stromstärke  $I = 1,7 \text{ A}$  und einer Abtragezeit  $t_a = 1 - 10 \text{ s}$ . Über den Tiefenverlauf wechseln sich Zug- und Druckeigenspannungen ab. Die oberflächennahen Zugeigenspannungen auf der Innenseite reichen bis in eine Tiefe von ca.  $50 \mu\text{m}$  und gehen dann bei ca.  $115 \mu\text{m}$  in moderate Druckeigenspannungen ( $\sigma > -50 \text{ MPa}$ ) über. Es zeigen sich Differenzen zwischen den oberflächennahen Zugeigenspannungen parallel und orthogonal zu Werkzeugvorschubrichtung. Diese resultieren aus der unterschiedlichen Umformhistorie der oberflächennahen Bereiche auf Innen- und Außenseite. Werkzeugseitig erfährt das Blech in Werkzeugvorschubrichtung eine Doppelbiegung um das Umformwerkzeug, die das Material auf der werkzeugabgewandten Seite nicht erfährt (Emmens und van den Boogaard, 2009c). Die biegeinduzierte Stauchung des Materials in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{11}$  bewirkt die zur orthogonalen Richtung  $\sigma_{22}$ , relativ höheren Zugeigenspannungen auf der Innenseite. In einer Tiefe von  $180 \mu\text{m}$  sind geringe Zugeigenspannungen  $\sigma < 30 \text{ MPa}$  messbar. Auf der Außenseite stellen sich von der bis zu einer Tiefe von ca.  $10 \mu\text{m}$  Druckeigenspannungen ( $-104 < \sigma < -47 \text{ MPa}$ ) ein, die sich darunterliegend in einem Bereich  $30 - 50 \mu\text{m}$  in Zugeigenspannungen mit ähnlich hohen Beträgen einstellen. Entsprechend der Eigenspannungsverteilung von der Innenseite bilden sich die Eigenspannungen im Tiefenverlauf auf der Außenseite aus. In  $115 \mu\text{m}$  stellen sich auf der Außenseite moderate Druckeigenspannungen ( $\sigma > -50 \text{ MPa}$ ) ein, die in einer Tiefe von  $180 \mu\text{m}$  in moderate Zugeigenspannungen ( $\sigma < 50 \text{ MPa}$ ) umschlagen.

## 5.2 Numerische Eigenspannungsprognose

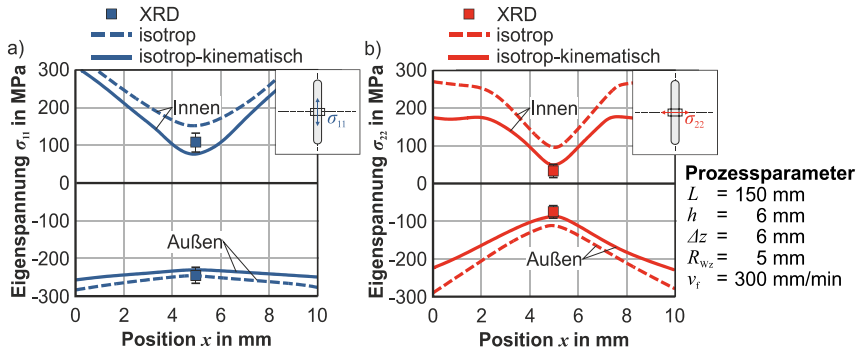
Die im Kapitel 4.3.1 beschriebenen numerischen Modelle zur Umformung linearer Sickengeometrien und die im Kapitel 4.3.3 beschriebenen numerischen Modelle zu den Kegelstumpfgeometrien werden im Folgenden für eine numerische Eigenspannungsprognose herangezogen. Es soll der Einfluss des verwendeten Verfestigungsmodells auf die Güte der Eigenspannungsprognose ermittelt werden. Zudem wird der Nutzen zur Berücksichtigung des Ausspannprozesses im numerischen Modell erörtert.

### 5.2.1 Erweiterte Materialmodellierung

Der Einfluss des Verfestigungsverhaltens auf die numerische Eigenspannungsprognose für eine lineare Sicke mit einfacher Zustellung ist im **Bild 5.3** dargestellt. Das numerische Modell wird jeweils mit isotroper Verfestigung als auch mit kombiniert isotrop-kinematischer Verfestigung aufgebaut. Die Eigenspannungen werden nach der impliziten Entspannungssimulation an elf oberflächennahen Knotenpunkten durch den Sickenmittelpunkt in  $x$ -Richtung ausgewertet. Die Auswertung erfolgt in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{11}$  und quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{22}$  an der Innen- und Außenseite der Sicke. Die Auswertung erfolgt in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{11}$  und quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{22}$  an der Innen- und Außenseite der Sicke. Die Innenseite beschreibt die werkzeugzugewandte Seite. Die numerisch ermittelten Eigenspannungen werden mit röntgenografischen Eigenspannungsmessungen an Innen- und Außenseite im Sickenmittelpunkt verglichen<sup>3</sup>. Qualitativ werden die Druckeigenspannungen auf der Bauteilaußenseite als auch die Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite korrekt vom numerischen Modell wiedergegeben. Das kombiniert isotrop-kinematische Verfestigungsmodell gibt die Eigenspannungskomponenten im Sickenmittelpunkt für die  $\sigma_{11}$ -Richtung und  $\sigma_{22}$ -Richtung mit einer maximalen Abweichung von 7 % im Vergleich zur experimentellen Eigenspannungsmessung wieder. Aufgrund der Biegung in der Umformzone des SPIF-Prozesses sind die Eigenspannungen in  $\sigma_{11}$ -Richtung durchschnittlich 76 % kleiner als die Eigenspannungen in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{22}$ . Bezüglich des im numerischen Simulationsmodell implementierten Materialmodells konnte die Bedeutung des kinematischen Verfestigungseffekts der Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 auf die numerisch ermittelte Eigenspannungsprognose quantifiziert werden. Die Verwendung eines isotropen Materialmodells ohne kinematische Verfestigung führt zu überschätzten Eigenspannungswerten von bis zu 160 %. Der Prognosegüte kann auf 7 % reduziert werden, wenn ein kombiniertes isotrop-kinematisches Verfestigungsmodell verwendet wird.

---

<sup>3</sup> Die experimentelle Eigenspannungsbestimmung an den linearen Sicken erfolgte durch das Fachgebiet Metallische Werkstoffe der Technischen Universität Berlin und wurde in Maaß et al. (2019a) bereits veröffentlicht.



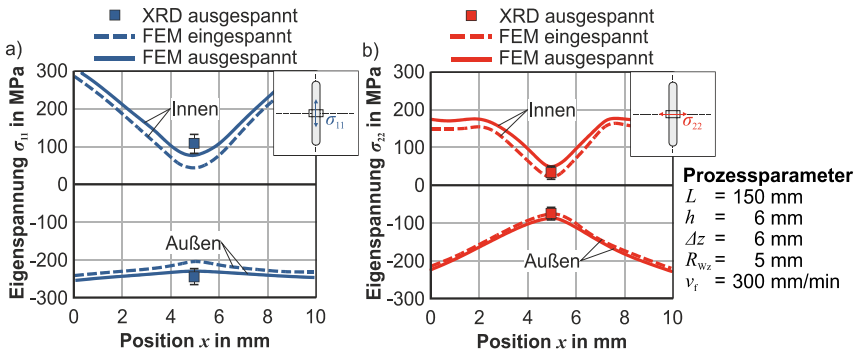
**Bild 5.3:** Einfluss des Verfestigungsmodells auf die Eigenspannungsprognose Zustellinkrement der Eigenspannungskomponenten in a) Werkzeugvorschubrichtung und b) orthogonal zur Werkzeugvorschubrichtung

### 5.2.2 Simulation des Ausspannprozesses

Das Blechhalbzeug ist während des gesamten Umformprozesses an den Rändern mithilfe eines Klemmrahmens durch sechs horizontale Schnellspanner mit der Gesamtklemmkraft  $F_{Klemm} = 1,5 \text{ kN}$  eingespannt (Bild 4.7). Zur Bauteilentnahme nach dem Umformprozess wird der Klemmrahmen vom Bauteilflansch gelöst. Nach Wegnahme der durch die Klemmkraft  $F_{Klemm}$  auf das Bauteil wirkenden Lastspannung stellt sich aufgrund der Rückfederungseffekte ein neues Kräftegleichgewicht und dadurch ein neuer Eigenspannungszustand im Bauteil ein. Der nach dem Ausspannprozess vorhandene Eigenspannungszustand im Bauteil wird als maßgeblich für den weiteren Bauteileinsatz angenommen. Äquivalent zum experimentellen Aufbau wird im numerischen Prozessmodell durch Randbedingungen eine Verschiebung des Blechrands verhindert, um die Einspannung abzubilden. Für die numerische Abbildung des Ausspannprozesses, wird dem expliziten Prozessmodell ein impliziter Prozessschritt als Entspannungssimulation angeschlossen. Dieser implizite Prozessschritt übernimmt die Geometrie und die Spannungs- und Dehnungshistorie der Prozesssimulation. Die Randbedingungen der Prozesssimulation werden für die Entspannungssimulation gelöst, sodass sich der Eigenspannungszustand im unbelasteten Zustand im Bauteil einstellen kann. Zur Validierung des erweiterten Simulationsmodells werden Sickengeometrien gefertigt, deren Eigenspannungszustand in der Sickenmitte experimentell durch XRD ermittelt wird (**Bild 5.4**). Die Eigenspannungen werden in diesem Punkt oberflächennah in Richtung des Werkzeugvorschubs  $\sigma_{11}$  und orthogonal zu dieser Richtung  $\sigma_{22}$  auf der Innen- und Außenseite der Probe bestimmt. Die numerische Entspannungssimulation zeigt bis zu 22 % höhere Eigenspannungen, bedingt durch die Geometrieänderung infolge des Ausspannprozesses. Die gemessenen Eigenspannungen innen von  $\sigma_{11} = 109 \text{ MPa}$  bzw.



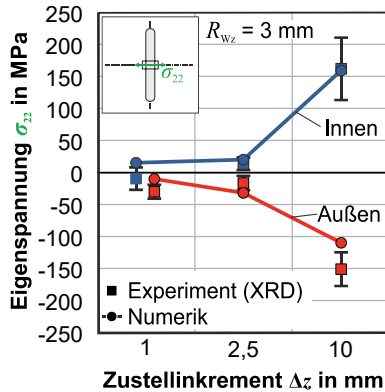
$\sigma_{22} = 48$  MPa und außen  $\sigma_{11} = -243$  MPa bzw.  $\sigma_{22} = -85$  MPa. Durch die Berücksichtigung des Ausspannens in der Simulation nähert sich die prognostizierte Eigenspannung in der Sickenmitte von einer maximalen Abweichung von 43 % auf eine maximale Abweichung von 10 % zur XRD-Messung an. Die Entspannungssimulation zeigt eine hinreichende Verbesserung der Eigenspannungsprognose und ist im Folgenden Bestandteil der numerischen Prozessmodelle. Numerisch konnte nachgewiesen werden, dass das Entfernen des Werkstücks nach dem Fertigungsprozess eine signifikante Eigenspannungsänderung von 18 % gegenüber dem eingespannten Zustand verursacht. Daher muss der Ausspannvorgang auch im numerischen Modell berücksichtigt werden, wenn eine zuverlässige Vorhersage der Produkteigenschaften angestrebt wird.



**Bild 5.4:** Eigenspannungsänderung infolge des Ausspannprozesses der Eigenspannungskomponenten in a) Werkzeugvorschubrichtung und b) orthogonal zur Werkzeugvorschubrichtung

### 5.2.3 Einfache Zustellung

Um den Einfluss der Prozessparameter auf die im Bauteil hervorgerufenen Eigenspannungen zu analysieren, werden im Folgenden die experimentellen und numerischen Ergebnisse für eine Variation des Zustellinkrementes bei der Fertigung von Sickengeometrien dargestellt. Die Sicken werden in einem einzelnen, konstanten Zustellinkrement gefertigt, sodass die Sollenhöhe  $h$  der Sicke der Inkrementgröße  $\Delta z$  entspricht ( $h = \Delta z$ ). Ausgewertet werden die Eigenspannungen quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{22}$ . **Bild 5.5** zeigt eine Zunahme der Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite (werkzeugseitig) mit zunehmendem Zustellinkrement bis zu  $\sigma_{22} = 162$  MPa für  $\Delta z = 10$  mm. Auf der Bauteilaußenseite steigen in einem die Druckeigenspannungen gleichermaßen mit größerem Zustellinkrement bis zu  $\sigma_{22} = -104$  MPa für  $\Delta z = 10$  mm. Der Trend lässt sich anhand der numerischen Ergebnisse deutlicher erkennen.



**Bild 5.5:** Eigenstressentwicklung in Abhängigkeit des Zustellinkrement für die einfache Zustellung<sup>4</sup>

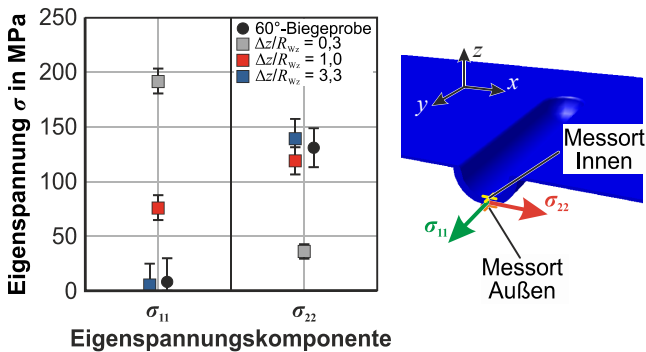
Die experimentellen Messergebnisse zeigen die Auf- bzw. Abwärtsbewegung der Eigenstressamplituden in identischer Weise wie die numerischen Ergebnisse mit einer maximalen Abweichung von 43 MPa auf der Außenseite. Die Druckeigenstress resultieren aus dem Biegemoment, das im Umformprozess durch das Umformwerkzeug beim Eindringen in das eingespannte Blech erzeugt wird. Die neutrale Faser verschiebt sich in Richtung des Werkzeugs und bewirkt oberflächennah eine werkzeugseitige Druckspannung und eine Zugspannung auf der werkzeugabgewandten Bauteilseite. Infolge der inhomogenen plastischen Umformung in diesem Bereich resultieren nach Umformung, Entlastung und elastischer Rückfederung des umgeformten Bereichs eine Umkehrung der Spannungsverhältnisse an der Blechoberfläche mit Zugeigenstress auf der werkzeugzugewandten Innenseite und Druckeigenstress auf der werkzeugabgewandten Bauteilaußenseite. Der steigende Biegemechanismus mit größeren Zustellinkrementen bewirkt eine Verstärkung der biegeinduzierten Druckeigenstress.

### Vergleich mit Biegeprobe

Zur Einordnung der Ergebnisse werden die Eigenstress der inkrementell hergestellten Sickengeometrien mit den Eigenstress eines einfach gebogenen Bleches verglichen. Ein Blechstreifen (230 x 230 mm) aus EN AW-5083 mit einer initialen Blechdicke ( $t_0 = 1$  mm) wird durch querkräftfreies Biegen zu einem Winkel mit einem Biegeradius  $R = 5$  mm umgeformt. Der resultierende Biegewinkel  $\beta = 60^\circ$  entspricht der

<sup>4</sup> Die experimentelle Eigenstressbestimmung an den linearen Sicken erfolgte durch das Fachgebiet Metallische Werkstoffe der Technischen Universität Berlin und wurde in Maaß et al. (2019b) bereits veröffentlicht.

resultierenden Sickengeometrie für die einmalige Zustellung (Bild 4.9). Ein Vergleich der Eigenspannungen am Innenbogen zeigt für beide experimentell ermittelten Eigenspannungskomponenten eine Annäherung an den Eigenspannungszustand der 60°-Biegeprobe mit zunehmender relativer Werkzeugzustellung. Hieraus kann eine Biegeumformung für den Prozess abgeleitet werden. Dies ist besonders bei hohen Verhältnissen  $\Delta z/R_{Wz}$  zu beobachten (Bild 5.6). Der beobachtete Biege-Umformmechanismus beeinflusst den Eigenspannungszustand der inkrementell umgeformten Bleche. Dies stützt die Texturanalysen und validiert zusätzlich die numerischen Ergebnisse zu den Umformmechanismen.

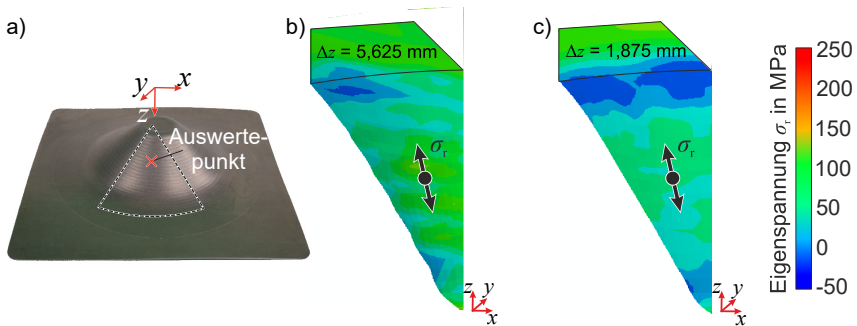


**Bild 5.6:** Vergleich der SPIF-Eigenspannungen mit einer Biegeprobe<sup>4</sup>

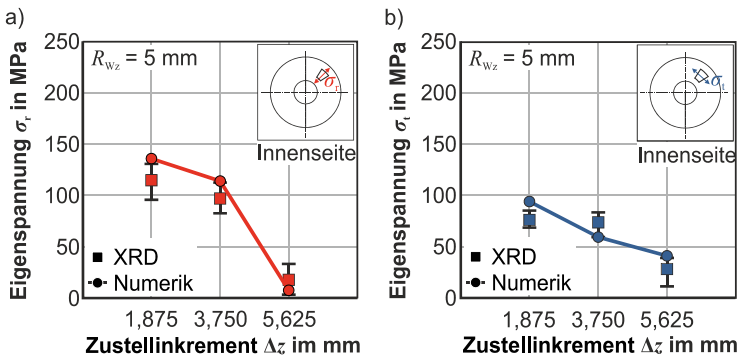
### 5.2.4 Mehrfache Zustellung

Zur Herstellung komplexer, dreidimensionaler Körper werden mehrere Zustellinkremente überlagert, um die Geometrie in die Tiefe auszuformen. Die Aneinanderreihung mehrerer Zustellinkremente zur Ausformung von Kegelstumpfproben wird in diesem Kapitel analysiert. Hierzu wird der im Kapitel 4.2 beschriebene große Kegelstumpf mit einer Höhe  $h = 45$  mm mit drei unterschiedlichen Zustellinkrementen gefertigt und die Ergebnisse verglichen, um den Einfluss des Zustellinkrements zu analysieren. Für die Analyse der Eigenspannungskomponenten werden die Eigenspannungskomponente  $\sigma_r$  für die Komponente in radialer Richtung entlang der Zarge und die Eigenspannungskomponenten  $\sigma_t$  für die tangentielle Richtung in Umfangsrichtung ausgewertet (Bild 5.1). Der gewählte Auswertungspunkt ist im Bild 5.7 dargestellt. Die numerische Analyse der radialen Eigenspannungen zeigen aufgrund der Rotationssymmetrie der Geometrie eine homogene Verteilung der Eigenspannungen in Umfangsrichtung in dem Bereich der Zarge zwischen Kegelstumpfboden und Flansch (Bild 5.7). Die höchsten Zugeigenspannungen ergeben sich in der Zargenmitte auf der Bauteilinnenseite. Zu den Übergangsbereichen zwischen Zarge und Flanschbereich und zwischen Zarge und Bodenbereich nehmen die Zugeigenspannungen auf der Innenseite ab. An den Übergängen vom Zargenbereich zum Flansch bzw. zum Boden befinden sich Druckeigenspannungen in

radialer Richtung. Ein Vergleich der Eigenspannungen bei einer Variation der Prozessparameter erfolgt an einem Auswertepunkt im Integrationspunkt in der Mitte der Kegelstumpfzarge in einer Höhe von  $h = 22,5$  mm gegenüber den Zustellmarken (**Bild 5.7a**). Zunächst wird der Einfluss des Zustellinkrements auf die Eigenspanngen analysiert. Werkzeugseitig zeigen sich für die radiale Eigenspannungskomponente  $\sigma_r$  senkrecht zur Werkzeugvorschubrichtung Zugeigenspannungen für alle analysierten Zustellinkremente (**Bild 5.8a**). Die höchste Zugeigenspannung ist für das kleinste Zustellinkrement, quer zur Werkzeugvorschubrichtung, auf der Bauteilinnenseite zu beobachten. Mit ansteigender Zustellinkrementgröße  $\Delta z$  sinken die radialen Zugeigenspannungen werkzeugseitig monoton, von  $\sigma_r = 144$  MPa bis nahe null. Die Eigenspannungen in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_t$  auf der Bauteilinnenseite sind Zugeigenspannungen, die



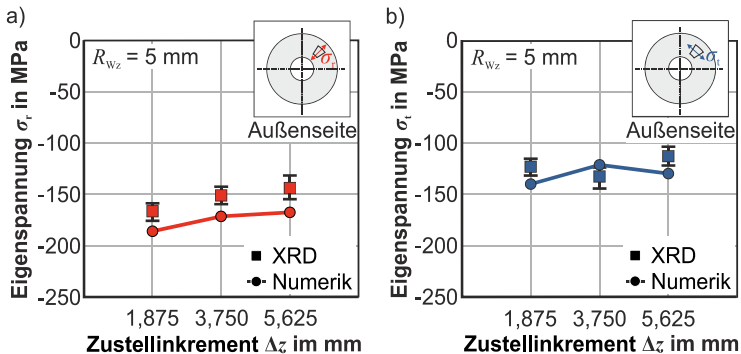
**Bild 5.7:** Eigenspannungsverteilung auf der a) Kegelstumpffinnenseite bei Verwendung äquidistanter Zustellinkremente b)  $\Delta z = 5,625$  mm und c)  $\Delta z = 1,875$  mm



**Bild 5.8:** Eigenspannungsentwicklung Zustellinkrement Kegelstumpf

mit zunehmendem Zustellinkrement, von  $\sigma_t = 97$  MPa für  $\Delta z = 1,875$  mm, monoton abnehmen bis zu  $\sigma_t = 43$  MPa für  $\Delta z = 5,625$  mm (**Bild 5.8b**). Die experimentellen Eigenspannungsmessungen mittels XRD an den Kegelstümpfen belegen die numerische Eigenspannungsänderung auf der Zargeninnenseite mit zunehmendem Inkrement  $\Delta z$ .

Die Zugeigenspannungen in Richtung des Werkzeugvorschubs  $\sigma_t$  resultieren auf der Innenseite durch eine Stauchung des Materials in Umfangsrichtung durch Biegung um das Umformwerkzeug. Aus der Materialstauchung resultieren nach der Entlastung Zugeigenspannungen. Die Stauchung wird hierbei durch eine oberflächliche Streckung aufgrund der Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstückoberfläche überlagert (Dobecki, 2020). Diese zusätzliche zugspannungsbehaftete Komponente in Werkzeugvorschubrichtung reduziert die resultierenden Zugeigenspannungen im Vergleich zu den Zugeigenspannungen quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_r$ . Daher zeigen die Zugeigenspannungen quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_r$  eine höhere Varianz auf. Der Unterschied zwischen den analysierten Zustellinkrementen beläuft sich auf bis zu 140 MPa. Die Umformmechanismen zeigen auf der Innenseite eine Erhöhung des Schermechanismus mit sinkendem Zustellinkrement (**Bild 4.19a**). Eine Analyse der Blechdicke zeigt als Resultat aus der erhöhten Scherung eine abnehmende Blechdicke mit sinkendem Zustellinkrement für die Zarge (**Bild 4.27**). Aus dieser Blechdickenabnahme resultiert zunehmende Materialverfestigung bei Reduktion des Zustellinkrements (**Bild 4.28**). Der Anstieg des Biegemechanismus mit steigendem Zustellinkrement und die dadurch resultierenden Eigenspannungen werden durch den Effekt der scherinduzierten Blechdickenabnahme kompensiert. Die Eigenspannungen auf der Zargenaußenseite sind Druckeigenspannungen (**Bild 5.9**). Die ausgeprägten Druckeigenspannungen der Außenseite sind bedingt durch die biegeinduzierte Streckung des Materials um den Werkzeugstichel infolge der Werkzeugzustellung in die Tiefe.

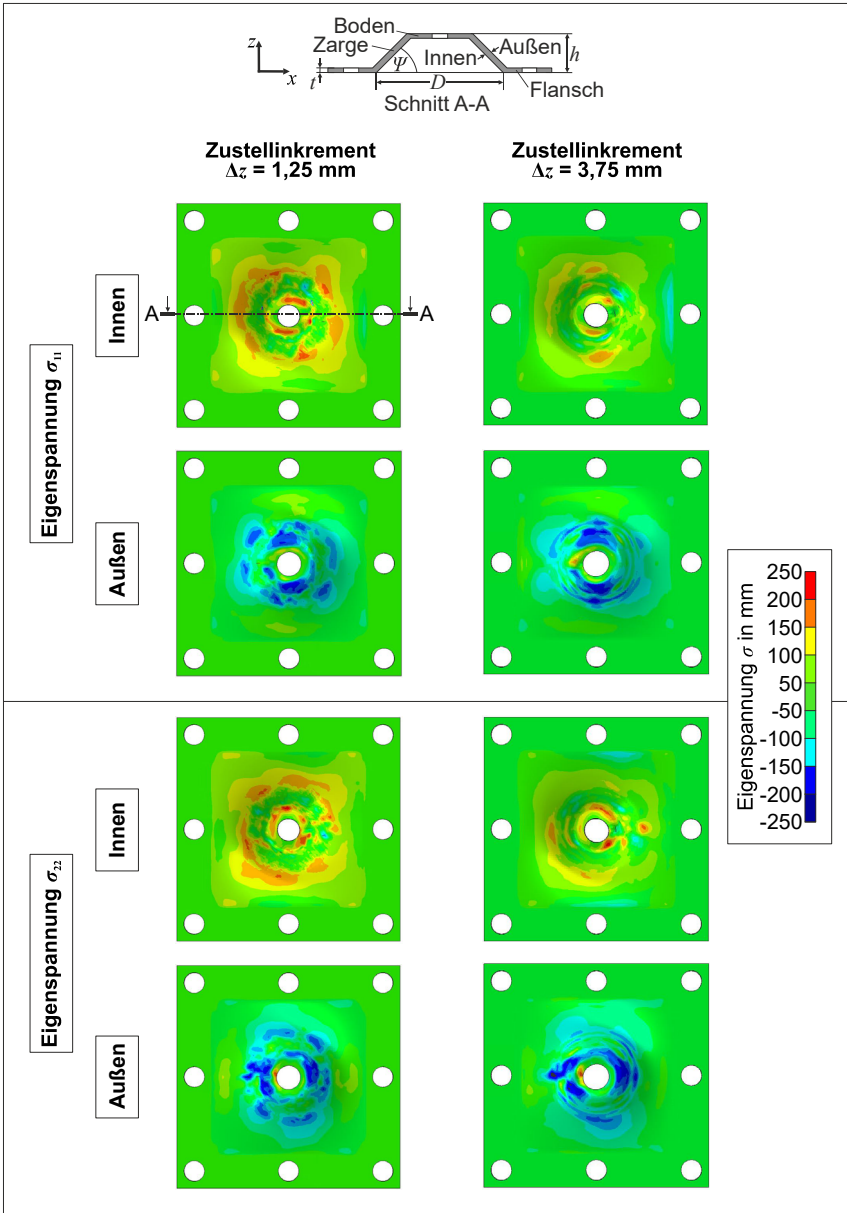


**Bild 5.9:** Eigenspannungsentwicklung Zustellinkrement Kegelstumpf

Auf der Zargenaußenseite steigt der Umformmechanismus Biegung mit zunehmender Zustellinkrementgröße bei gleichzeitig abnehmendem Schermechanismus. Der Biegeanteil ist hierbei im Gegensatz zur Zargeninnenseite größer als der Scheranteil (Bild 4.19b). Der höhere Biegeanteil am Außenbogen um das Umformwerkzeug bedingt eine Streckung des Materials während der Umformung, die zu im Betrag höheren biegeinduzierten Eigenspannungen sowohl auf der Zargenaußenseite als auf der Zargeninnenseite führt. Durch die Zugspannungen infolge der Streckung stellen sich nach der Entlastung Druckeigenspannungen ein. Der Betrag der Eigenspannungen nimmt hierbei mit größer werdendem Biegeradius um das Umformwerkzeug infolge einer höheren Zustellung ab. Dieser Effekt ist für die Biegung des Materials um das Umformwerkzeug quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_r$  infolge der Zustellung mit überlagerter Streckung der Zarge größer als die Biegung des Materials um das Werkzeug in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_t$  (Emmens und van den Boogaard, 2009c). Die Druckeigenspannungen quer zur Werkzeugvorschubrichtung steigen auf der werkzeugabgewandten Seite mit abnehmendem Zustellinkrement von  $\sigma_r = -163$  MPa für  $\Delta z = 5,625$  mm auf  $\sigma_r = -171$  MPa für  $\Delta z = 1,875$  mm. Die Eigenspannungen in Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_t$  sind mit steigendem Zustellinkrement stationär um  $\sigma_r = -129$  MPa. Die Oberfläche der Zargenaußenseite ist unbeeinflusst durch den direkten Kontakt des Umformwerkzeugs. Die Überlagerung einer zusätzlichen Materialstreckung in Werkzeugvorschubrichtung entfällt hier im Gegensatz zur werkzeugzugewandten Innenseite. Daher ist die Varianz der Eigenspannungen auf der Außenseite ( $\pm 32$  MPa) mit zunehmendem Zustellinkrement geringer als auf der Zargeninnenseite ( $\pm 139$  MPa).

### Globale Eigenspannungsverteilung

Eine Auswertung der globalen Eigenspannungsverteilung bei einer Variation des Zustellinkrements erfolgt an Kegelstumpfgeometrien mittels numerischer Analysen. Geometrisch identische Kegelstümpfe mit einer Höhe  $h = 15$  mm, einem Anfangsdurchmesser  $D = 65$  mm und einem Zargenwinkel  $\psi = 45^\circ$  werden mittels bidirektionalem Werkzeugpfad mit zwei unterschiedlichen Zustellinkrementen  $\Delta z = 1,25$  mm und  $\Delta z = 3,75$  mm umgeformt. Die Eigenspannungen werden in den zwei Raumrichtungen  $\sigma_{xx}$  und  $\sigma_{yy}$  ausgewertet. Die Proben zeigen eine homogene Verteilung von Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite und Druckeigenspannungen auf der Bauteilaußenseite (**Bild 5.10**). Es zeigt sich, dass die Eigenspannungen nicht vollständig rotations-symmetrisch am Kegelstumpf verteilt sind. Dies resultiert zum einen aus den geometrischen Randbedingungen, die durch eine quadratische Grundform der Platine gegeben sind. Die Ausformung des Kegelstumpfs ist an den Übergängen zwischen Zarge und Flanschbereich durch die inhomogenen Abstände der kreisrunden Werkzeugbahnen



**Bild 5.10:** Numerische Eigenspannungsprognose an Kegelstumpfgeometrien in Abhängigkeit des Zustellinkrements  $\Delta z$

zur rechteckigen Einspannung nicht vollständig rotationssymmetrisch. Zum anderen erfolgt durch die gewählte Bahnstrategie mit bidirektionaler Werkzeugzustellung die Zustellung des Werkzeugs in die Tiefe immer an der gleichen Kreisbahnposition. Die sich daraus ergebenden Zustellmarken haben einen Einfluss auf die finale Bauteilgeometrie. Diese beiden Effekte nehmen Einfluss auf die Eigenspannungen und Bauteilgeometrie. Die höchsten Zug- bzw. Druckeigenspannungen sind am Übergang von der Zarge zum Boden des Kegelstumpfs festzustellen. Da die Blechdicke der Zarge im Prozessverlauf stetig abnimmt, weist der Bereich am Übergang von der Zarge zum Boden auch die geringste Blechdicke am Bauteil auf. Es ist ersichtlich, dass die Zugeigenspannungen der Probe mit  $\Delta z = 3,75$  mm auf der Bauteilinnenseite großflächig einen geringeren Betrag aufweisen als die Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite  $\Delta z = 1,25$  mm. Dies lässt auch auf eine Allgemeingültigkeit der lokal ausgewerteten Eigenspannungen im Bild 5.8 und Bild 5.9 schließen.

### 5.2.5 Werkzeugradius

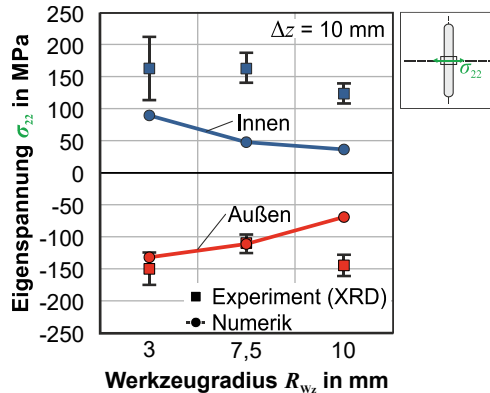
Zur Ermittlung des Einflusses des verwendeten Umformwerkzeugradius auf die Eigenspannungsbildung werden die folgenden experimentellen und numerischen Ergebnisse einer Werkzeugradiusvariation bei der Fertigung von Sickengeometrien dargestellt. Die Sicken werden in einem einzelnen konstanten Zustellstellinkrement gefertigt, sodass die Sollhöhe  $h$  der Sicke der Inkrementgröße  $\Delta z$  entspricht ( $h = \Delta z$ ). Variiert wird der Werkzeugradius  $R_{Wz}$  in drei Schritten von  $R_{Wz} = 3$  mm bis  $R_{Wz} = 10$  mm. Die Inkrementgröße  $\Delta z$  bleibt hierbei konstant. Ausgewertet werden die Eigenspannungen jeweils quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_{22}$ . **Bild 5.11** zeigt eine Abnahme der Zugeigenspannungen auf der Sickeninnenseite (werkzeugseitig) mit steigendem Werkzeugradius  $R_{Wz}$  von  $\sigma_{22} = 93$  MPa für  $R_{Wz} = 3$  mm, bis auf ein Niveau von  $\sigma_{22} = 44$  MPa für  $R_{Wz} = 10$  mm. Der abnehmende Trend ist für die numerischen Ergebnisse deutlicher erkennbar als in den experimentell gemessenen Werten. Die Eigenspannungen werden im Vergleich zu den Eigenspannungsmessungen unterschätzt. Die ausgeprägten Druckeigenspannungen auf der werkzeugabgewandten Sickenaußenseite zeigen ebenfalls eine abnehmende Spannungsamplitude mit steigendem Werkzeugradius  $R_{Wz}$ . Die Sickengeometrie entspricht hierbei einer Biegung um den Werkzeugstichel. Die aus der Biegung induzierte Biegedehnung  $\varepsilon_b$  am Außenbogen lässt sich in Abhängigkeit der initialen Blechdicke  $t_0$  und dem Werkzeugradius  $R_{Wz}$  nach Emmens und van den Boogaard (2009c) bestimmen durch:

$$\varepsilon_b = \frac{t_0}{2 \cdot R_{Wz}} \quad (5.2)$$

Es wird ersichtlich, dass eine Zunahme des Werkzeugradius  $R_{Wz}$  zu einer geringeren induzierten Biegedehnung  $\varepsilon_b$  führt. Die biegeinduzierte Dehnung kehrt sich nach der Entlastung in Druckeigenspannungen auf der werkzeugabgewandten Außenseite. Sinkt die Biegedehnung durch einen geringeren Werkzeugradius, resultiert daraus direkt eine



geringere Eigenspannungsamplitude auf der Sickenaußenseite. Aus der werkzeugzuge- wandten Sickeninnenseite ergibt sich aufgrund der geometrischen Randbedingungen im Werkzeugeingriff zunächst eine Stauchung des Materials am Innenbogen. Die entstan- denen Drucklastspannungen verursachen nach einer Entlastung Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite. Die Änderung der Eigenspannungen infolge einer Werkzeug- radiusänderung liegt im analysierten Parameterraum bei ca. 50 MPa.



**Bild 5.11:** Eigenspannungsentwicklung Werkzeugradius einfache Zustellung

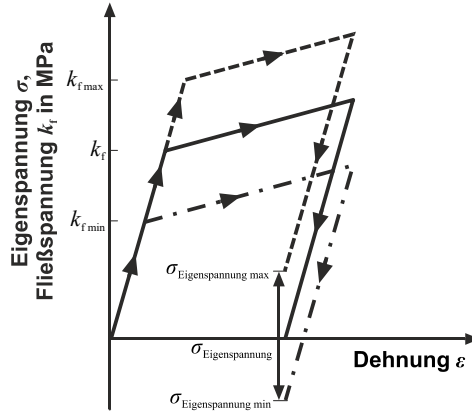
### 5.3 Einfluss von Fließspannung und Blechdicke auf die Eigenspannung

Die grundsätzliche Entstehung der Eigenspannungen im Umformprozess und ihre Ausprägung in Zug- und Druckeigenspannungen konnte im Kapitel 5.2 experimentell und numerisch anhand der Umformmechanismen beschrieben werden. Eine Änderung der identifizierten Umformmechanismen hin zu einem ausgeprägten Schermechanismus bewirkt eine Blechausdünnung mit gleichzeitiger Verfestigung des umgeformten Bereiches.

#### 5.3.1 Fließspannung

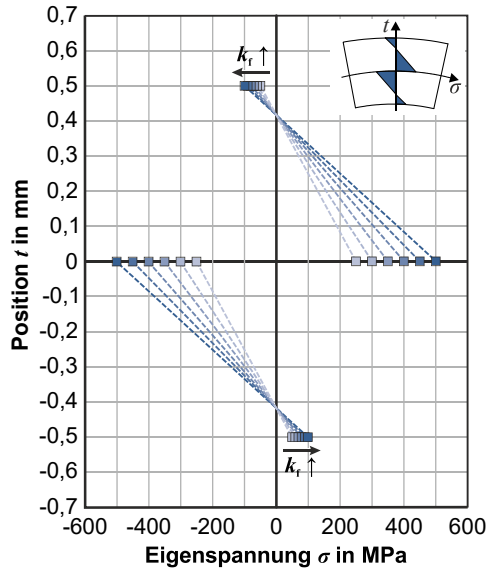
Eine Änderung der Fließspannung infolge der Verfestigung des Werkstoffs bewirkt eine Änderung der Eigenspannung. Dieser Zusammenhang wird qualitativ von Macherauch (1973) gezeigt. Wird ein Werkstoff mit einer Fließspannung  $k_{f \max}$  und ein Werkstoff mit einer geringeren Fließspannung  $k_{f \min}$  bis zum gleichen Punkt gedehnt, plastifiziert der Werkstoff mit höherer Fließspannung  $k_{f \max}$  naturgemäß zu einem späteren Zeitpunkt. Der Werkstoff mit der niedrigeren Fließspannung  $k_{f \min}$  unterliegt einer größeren Gesamtdehnung nach der Entlastung. Der angenommene Unterschied in der Fließspannung

führt zu einer bleibenden Druckeigenspannung für den betrachteten Werkstoff mit niedriger Fließspannung und einer verbleibenden Zugeigenspannung für den Werkstoff mit höherer Anfangsfließspannung  $k_{f \max}$  nach der Entlastung (**Bild 5.12**).



**Bild 5.12:** Ausbildung von Eigenspannungen in Abhängigkeit der Fließspannung (nach Macherauch 1973)

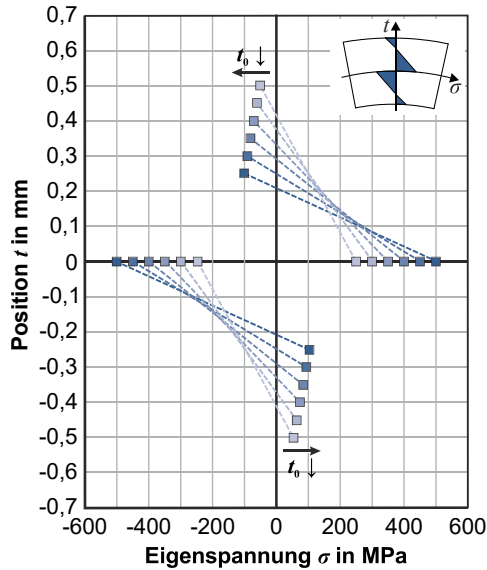
Einen quantitativen Zusammenhang der Eigenspannungen infolge einer Fließspannungsänderung und einer Blechausdünnung lässt sich anhand des einfachen Biegefalls aufstellen. Diese auch im inkrementellen Umformprozess experimentell und numerisch beobachteten Effekte beeinflussen gleichermaßen die Eigenspannung. Der Einfluss der initialen Fließspannung  $k_f$  des Werkstoffs auf die resultierende Eigenspannung ergibt sich aus der einfachen Biegegleichung (2.16). Im Folgenden wird eine isolierte Fließspannungsänderung im Bereich  $100 \text{ MPa} \leq k_f \leq 200 \text{ MPa}$  für einen fiktiven Werkstoff analysiert. Der gewählte Bereich bildet für den untersuchten Werkstoff EN AW-5083 eine realistische Fließspannungsänderung infolge der Umformung ab. Für die oberflächennahen Eigenspannungen am Außenbogen des gebogenen Blechs mit einer initialen Blechdicke von  $t_0 = 1 \text{ mm}$  zeigt eine steigende Fließspannung  $k_f$  höhere Druckeigenspannungen (**Bild 5.13**). Auf dem gegenüberliegenden Innenbogen führt ein Anstieg der Fließspannung zu einem Anstieg der Zugeigenspannungen. Die Fließspannungsänderung im betrachteten Bereich von 100 MPa bewirkt eine Eigenspannungsänderung von 40 MPa am Innen- bzw. Außenbogen. Entlang der neutralen Faser erhöhen sich Zug- und Druckeigenspannungen gleichermaßen mit einem Maximalbetrag von 250 MPa für die betrachtete Fließspannungsänderung.



**Bild 5.13:** Änderung der Eigenspannung bei Anpassung der Fließspannung  $k_f$

### 5.3.2 Blechdicke

Aus der experimentellen und numerischen Analyse geht eine Kaltverfestigung des Werkstoffs aus einer Blechdickenabnahme im umgeformten Bereich hervor. Die Gleichung (2.16) liefert hierfür den Zusammenhang für eine isolierte Betrachtung einer Blechdickenänderung auf die Eigenspannung im einfachen Biegefall. Analysiert wird eine Blechdickenänderung im Bereich  $0,5 \text{ mm} \leq t_0 \leq 1,0 \text{ mm}$ , bei einer Annahme sonst konstanter Parameter. Eine sinkende Blechdicke bewirkt höhere Druckeigenspannungen am Außenbogen (**Bild 5.14**). Eine Halbierung der Blechdicke geht mit einer Verdoppelung der Druckeigenspannungen einher. Am Innenbogen steigen die Eigenspannungen mit abnehmender initialer Blechdicke in gleicher Weise. Die prognostizierten oberflächennahen Eigenspannungen erhöhen sich um einen Betrag von 50 MPa bei einer Blechdickenreduktion von 0,5 mm. Entlang der neutralen Faser erhöhen sich Zug- und Druckeigenspannungen gleichermaßen mit einem Maximalbetrag von 250 MPa für die betrachtete Blechdickenänderung.



**Bild 5.14:** Änderung der Eigenspannung bei Anpassung der Blechdicke  $t$

Eine isolierte Betrachtung des Einflusses der Blechstärke und der Materialverfestigung zeigt für beide Einflussgrößen, dass die Eigenspannungen signifikant beeinflusst werden. Da im realen Prozess immer beide Effekte in Kombination auftreten, ist mit einer zusätzlichen Verstärkung der Effekte zu rechnen. Eine Abnahme der Blechdicke erhöht die Druck- bzw. Zugeigenspannungen (Bild 5.14). Eine Reduktion der Blechdicke geht für das analysierte Material mit einer Verfestigung und einer Erhöhung der Fließspannung einher. Die Erhöhung der initialen Fließspannung geht wiederum mit einer Erhöhung der Druck- bzw. Zugeigenspannungen einher (Bild 5.13).

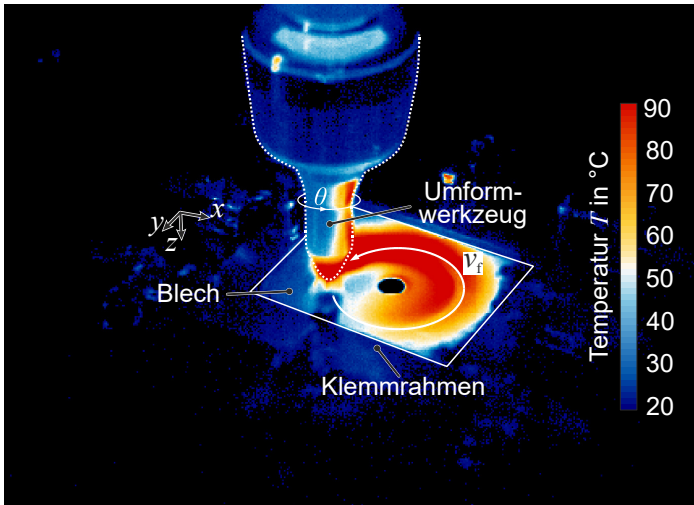
#### 5.4 Einfluss zeitabhängiger Prozessparameter auf die Eigenspannung

Der Prozess der inkrementellen Blechumformung wird im Wesentlichen von vier Prozessparametern beeinflusst, die unabhängig von der gewählten Zielgeometrie im Prozess beeinflusst werden können. Dies sind neben den in den vorherigen Kapiteln untersuchten Prozessparametern, dem vertikalen Zustellinkrements  $\Delta z$  und dem Werkzeugradius  $R_{Wz}$ , vor allem die zeitabhängigen Prozessparameter der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  und der Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta$ . Eine experimentelle Analyse des Einflusses dieser zeitabhängigen Prozessparameter auf die Eigenspannungsausbildung erfolgt im folgenden Kapitel.

Die Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug mit der Geschwindigkeit  $v$  erzeugt im Prozess unter Annahme des Kontaktdrucks  $P$  und des Reibungskoeffizienten  $\mu$ , die spezifische Reibungswärme  $q$ . Dieser Zusammenhang lässt sich ausdrücken durch:

$$q = \mu \cdot P \cdot v \quad (5.3)$$

Eine Analyse der Prozesstemperatur an der Blechoberfläche erfolgt mit einer Wärmebildkamera VarioCAM HD head 900 der Fa. InfraTec. Für den Aluminiumwerkstoff wird ein Emissionsgrad (25 °C) von 0,1 festgesetzt. Das Temperaturfeld wird mit der Software IRBIS 3 ausgewertet. Die Temperaturprofile wurden im Folgenden aus den ermittelten Maximaltemperaturen des umgeformten Bereichs, wie in **Bild 5.15** dargestellt.



**Bild 5.15:** Thermografieaufnahme zur Temperaturanalyse im IBU-Prozess

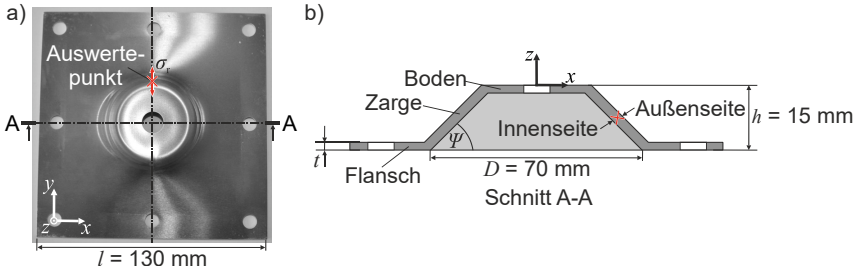
Eigenspannungen können durch Zufuhr von thermischer Energie herabgesetzt oder vollständig abgebaut werden. Den Einfluss der Prozesstemperatur auf die Eigenspannungsbildung lässt sich unter Berücksichtigung des Eigenspannungsabbaus durch die eingebrachte Wärme bewerten. Für eine Wärmebehandlung lässt sich nach Vöhringer (1983) eine Temperaturschwelle für einen Abbau der Eigenspannungen durch Glühen vereinfacht ermitteln durch:

$$T_R \lesssim \frac{T_S}{2}. \quad (5.4)$$

Hierbei ist  $T_R$  die Rekristallisationstemperatur des Werkstoffs, die im Bereich der halben Schmelztemperatur liegt und einen vollständigen Eigenspannungsabbau erwarten lässt. Für die analysierte Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 beträgt die Schmelztemperatur  $T_S = 863,15 - 911,15$  K (ASM, 1990). Hieraus ergibt sich nach Gl. (5.4) eine Rekristallisationstemperatur für den vollständigen Eigenspannungsabbau von  $T_R = 431,58 - 455,58$  K. Die bei steigenden Temperaturen sinkende Fließspannung bewirkt eine Spannungsrelaxation im Material. Die resultierenden Eigenspannungen hängen demnach von der thermischen Behandlung sowie vom elastischen und plastischen Werkstoffverhalten ab.

### Versuchsdurchführung

Zur Analyse des Einflusses der zeitabhängigen Prozessparameter werden kleine Kegelstümpfe aus der Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 mit einem initialen Durchmesser  $D = 70$  mm und einer Höhe  $h = 15$  mm und einem Zargenwinkel  $\Psi = 45^\circ$  gefertigt. In der ersten Versuchsreihe variiert die Vorschubgeschwindigkeit im Bereich  $v_f = 500 - 1500$  mm/min. In einer zweiten Versuchsreihe wird die Werkzeugrotation im Bereich  $\theta = 500 - 2500$  min<sup>-1</sup> variiert. Die Prozessparameter sind in **Tabelle 5.1** gegeben. Die Blechoberfläche wird vor Prozessbeginn mit Tiefziehöl Iloform PN 226 der Fa. Castrol (ca. 20 ml) benetzt. Die Maximaltemperaturen sind jeweils Mittelwerte von drei identischen Versuchsdurchführungen. Die Eigenspannungen der gefertigten Kegelstümpfe werden nach dem Ausspanprozess experimentell mittels Röntgendiffraktometer XStress 3000 mit den im **Kapitel 5.1** beschriebenen Messparametern oberflächennah auf der Innen- und Außenseite der Zargenmitte ( $h = 7,5$  mm) bestimmt (**Bild 5.16**). Die angegebenen Eigenspannungsmesswerte sind Mittelwerte von mindestens drei Wiederholungsmessungen.



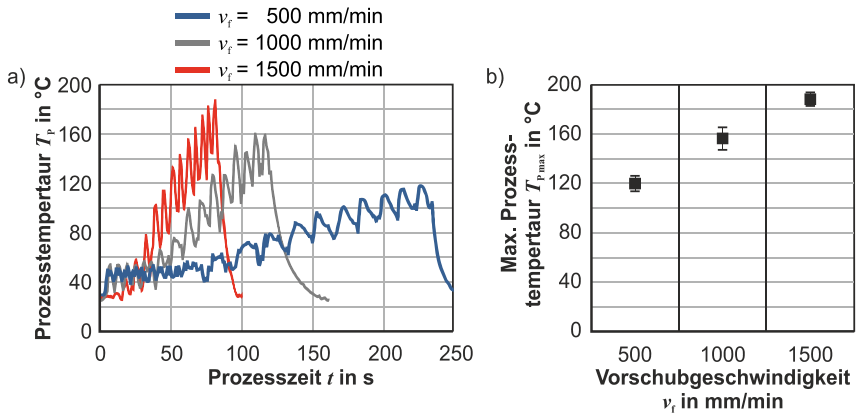
**Bild 5.16:** a) Kegelstumpfgeometrie mit b) Dimensionen

**Tabelle 5.1:** Zeitabhängige Prozessparameter

Versuchsreihe	Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	Rotationsgeschwindigkeit $\theta_{Wz}$
Zustellinkrement $\Delta z$	1,25 mm	
Werkzeugradius $R_{Wz}$	5 mm	
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	500; 1000; 1500 mm/min	1500 mm/min
Rotationsgeschwindigkeit $\theta$	100 $\text{min}^{-1}$	500; 2500; 5000 $\text{min}^{-1}$

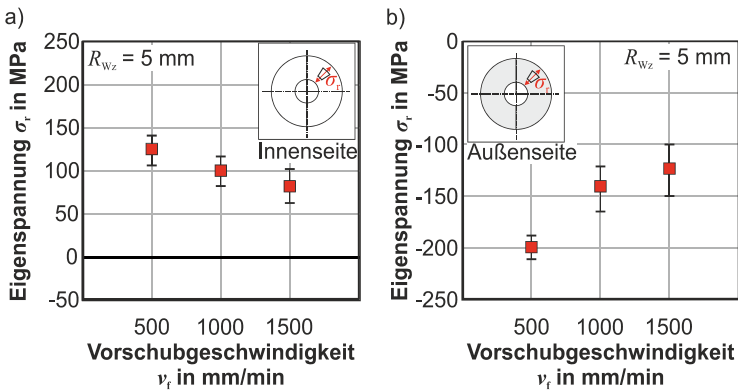
### 5.4.1 Vorschubgeschwindigkeit

Die maximale oberflächliche Prozessstemperatur bei der Herstellung von Kegelstümpfen wird über den gesamten Prozessverlauf ausgewertet. Für den Temperaturverlauf zeigt sich zu Prozessbeginn ein stationärer Verlauf, da für die Prozesswärme durch die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück aufgrund der großen Bahnraden ausreichend Zeit zum Abführen der Energie verbleibt (**Bild 5.17a**). Im weiteren Prozessverlauf führt die Akkumulation der eingebrachten Wärmeenergie auch aufgrund der kleiner werdenden Bahnraden und abnehmenden Blechdicke mit fortschreitender Bauteiltiefe zu Prozessende im letzten Drittel der Kegelstump fzarge zu den höchsten auftretenden Temperaturen. Die verwendete Vorschubgeschwindigkeit wirkt sich auf die benötigte Prozesszeit und die maximalen Prozessstemperaturen aus. Die maximale Prozessstemperatur für die geringere Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 500 \text{ mm/min}$  liegt mit  $T_{p \max} = 121 \text{ }^\circ\text{C}$  und hierbei um 32 % geringer als die maximale Prozessstemperatur für eine Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 1500 \text{ mm/min}$  mit  $T_{p \max} = 184 \text{ }^\circ\text{C}$  (**Bild 5.17**).



**Bild 5.17:** Temperaturentwicklung an der Oberfläche in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit

Eine Auswertung der Eigenspannungen erfolgt im unteren Drittel der hergestellten Kegelstumpfgeometrie am Übergang zwischen Zargen- und Bodenbereich. Dieser Bereich deckt sich mit den gemessenen Maximaltemperaturen im Prozess. Die experimentelle Auswertung der Eigenspannungen erfolgt mittels röntgenografischer Spannungsanalyse (XRD) im unteren Drittel der Zarge gegenüber den Zustellmarken. Die Zugeigenspannungen auf der innen liegenden Werkzeugeite der Zarge fallen mit steigender Vorschubgeschwindigkeit monoton ab. Die Zugeigenspannung  $\sigma_r = 127 \pm 13 \text{ MPa}$  in radialer Richtung ist für die geringste analysierte Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 500 \text{ mm/min}$



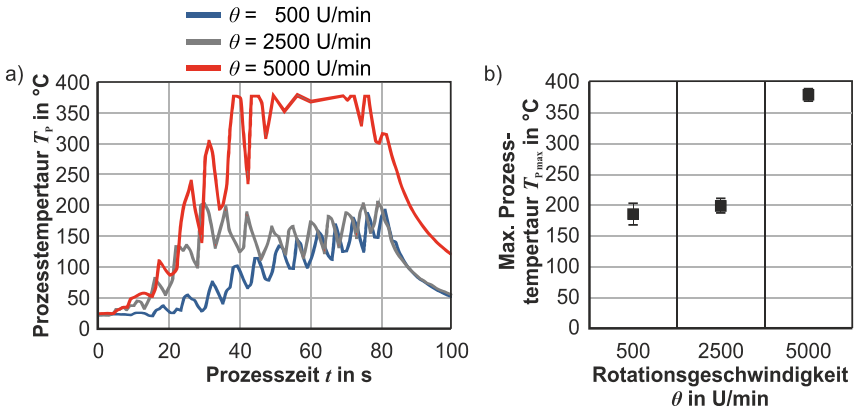
**Bild 5.18:** Eigenspannungsentwicklung Vorschubgeschwindigkeit



fallen signifikant auf  $\sigma_r = 77 \pm 19$  MPa für die höchste analysierte Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 1500$  mm/min (**Bild 5.18**). Die auf der Gegenseite bestimmten Druckeigenspannungen entwickeln sich in gleicher Weise wie die Zugeigenspannungen, mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Die höchsten gemessenen oberflächlichen Temperaturen für den Prozessparameter Vorschubgeschwindigkeit liegen mit  $T_{p,max} = 183$  °C kurzzeitig innerhalb des Temperaturbereichs, der für einen vollständigen Abbau der Eigenspannungen notwendig ist ( $T_R = 431,58 - 455,58$  K).

#### 5.4.2 Werkzeugrotation

Der Einfluss der Werkzeugrotation auf die Prozesstemperatur, wird in gleicher Weise ermittelt. Die Werkzeugrotation wird durch die Spindeldrehzahl der 5-Achs-Fräsmaschine in einem Bereich  $\theta = 500 - 2500$  min<sup>-1</sup> variiert. Die Werkzeugrotation erfolgt im

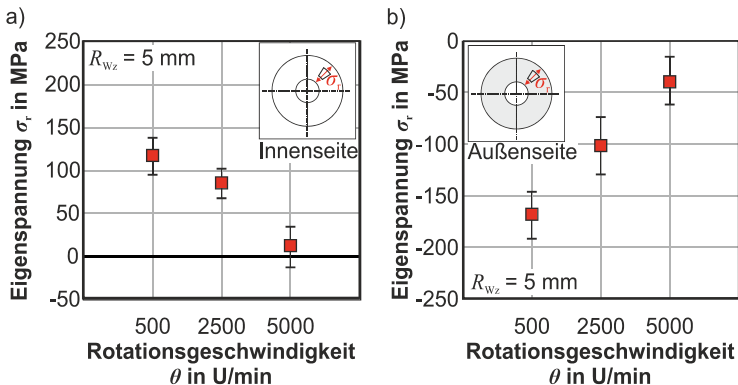


**Bild 5.19:** Temperaturentwicklung Rotationsgeschwindigkeit

Gleichlauf. Die Vorschubgeschwindigkeit bleibt in dieser Konfiguration konstant bei  $v_f = 1500$  mm/min. Die Vorschubgeschwindigkeit liegt hierbei im oberen Geschwindigkeitsbereich, um die im Prozess maximal erreichbaren Prozesstemperaturen zu ermitteln. Für den Temperaturverlauf zeigt sich zu Prozessbeginn ein schnellerer Anstieg der Prozesstemperatur, da mit der Prozesswärme durch die erhöhte Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück im Werkzeugeingriff punktuell mehr Reibungswärme akkumuliert wird (**Bild 5.19**). Im weiteren Prozessverlauf ist für die höheren Rotationsgeschwindigkeiten ein saturierender Effekt zu beobachten, sodass sich nach der Hälfte der Prozesszeit ein stationärer Temperaturbereich um die Maximaltemperatur einstellt. Die verwendete Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs wirkt sich insbesondere bei hohen Drehzahlen auf die maximal erreichbare Temperatur aus. Die maximale Prozesstemperatur für die geringeren Rotationsgeschwindigkeiten  $\theta = 500 - 2500$  U/min liegt

mit  $T_{p \max} = 189 - 202 \text{ °C}$  auf einem ähnlichen Temperaturniveau. Für die höchste analysierte Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta = 5000 \text{ U/min}$  zeigt sich ein extremer Temperaturanstieg zu Prozessbeginn, dessen lokal auftretende Maximaltemperatur auf der Blechoberfläche mit  $T_{p \max} = 383 \text{ °C}$  annähernd 190 % oberhalb des Temperaturniveaus der geringeren Rotationsgeschwindigkeiten liegt. Die gemessene Maximaltemperatur übersteigt hierbei lokal sogar den in der Literatur angegebenen Temperaturbereich für einen vollständigen Eigenspannungsabbau  $T_R = 431,58 - 455,58 \text{ K}$ . Dies ist für gut die Hälfte der Prozesszeit von  $t_p = 80 \text{ s}$  der Fall. Zudem ist im gefertigten Bauteil ein sichtbarer Anstieg der Oberflächenrauheit auf der werkzeugzugewandten Zargeninnenseite mit steigender Rotationsgeschwindigkeit festzustellen.

Die experimentell ermittelten Eigenspannungen auf der Zargeninnenseite und Zargenaußenseite zeigen eine monoton abfallende Eigenspannungsamplitude der inneren Zugeigenspannungen und äußeren Druckeigenspannungen mit ansteigender Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta$  (Bild 5.20). Die umforminduzierten Eigenspannungen von  $\sigma_r = 115 \pm 19 \text{ MPa}$  auf der Zargeninnenseite und die  $\sigma_r = 163 \pm 26 \text{ MPa}$  auf der Zargenaußenseite für die geringste Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs ( $\theta = 500 \text{ U/min}$ ) nehmen mit steigender Rotationsgeschwindigkeit monoton ab, bis auf ein Nullniveau (unter Berücksichtigung der allgemeinen Messtoleranzen). Es ist daher davon auszugehen, dass für den betrachteten Aluminiumwerkstoff EN AW-5083 bei Verwendung einer Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs von  $\theta = 5000 \text{ U/min}$  keine signifikanten Eigenspannungen an der Messstelle in der Zargenmitte mehr vorhanden sind.



**Bild 5.20:** Eigenspannungsentwicklung Rotationsgeschwindigkeit

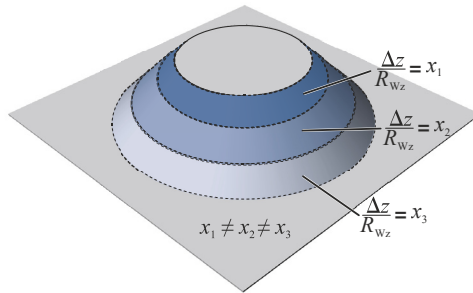
Die oberflächennahen Eigenspannungen nehmen in ihrem Betrag mit steigender Rotations- und Vorschubgeschwindigkeit monoton ab. Für eine Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta = 5000 \text{ U/min}$  übersteigt die Prozesstemperatur den Temperaturbereich für einen vollständigen Eigenspannungsabbau des Aluminiumwerkstoffs. Hieraus

ergibt sich ein deutlicher Abfall der Eigenspannungen im Bauteil bis auf ein Nullniveau. Für die weiteren Arbeiten ist festzuhalten, dass die Prozessparameterkombinationen mit einer Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 1500$  mm/min und Rotationsgeschwindigkeiten  $\theta = 300$  U/min unterhalb des Bereichs liegt, der einen vollständigen Eigenspannungsabbau erwarten ließe. Es zeigt sich, dass eine signifikante Eigenspannungsreduktion bei einer Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\theta = 5000$  U/min erfolgt. Die gezielte Eigenspannungseinstellung des betrachteten Prozessparameterraums ist daher als obere Schranke zu sehen. Eine Erhöhung von Vorschub- und Rotationsgeschwindigkeit hat für das analysierte Material einen Abbau von Eigenspannungen zur Folge.

## 5.5 Lokal begrenzte Eigenspannungseinstellung

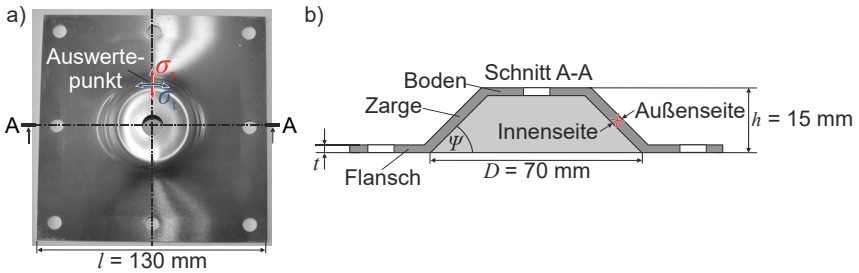
In diesem Kapitel wird die lokal begrenzte Eigenspannungseinstellung in Kegelstumpfen analysiert. Teile dieses Kapitels wurden bereits veröffentlicht in Maaß et al. (2021b).

In den vorherigen Kapiteln wurde dargelegt, dass durch eine Anpassung der Prozessparameter im Fertigungsprozess der Eigenspannungszustand gezielt eingestellt werden kann. Es ist daher Erfolg versprechend, die Prozessparameter bei der Umformung besonders belasteter Bauteilbereiche anzupassen. Es konnte gezeigt werden, dass große Inkremente mit höheren Prozesskräften sowie einer höheren Oberflächenrauheit einhergehen. Aufgrund des Wesens der inkrementellen Blechumformung lässt sich eine Vielzahl der Prozessparameter direkt (Zustellinkrement, Vorschub- und Rotationsgeschwindigkeit) oder nach einer Umrüstung (Werkzeugradius) im Umformprozess anpassen. Dies ermöglicht eine kontinuierliche Anpassung der Prozessparameter zur Erzeugung lokal begrenzter Bauteileigenschaften. Eine Analyse einer lokal begrenzten Eigenspannungseinstellung erfolgt an einer Kegelstumpfgeometrie, die in Segmenten in Umfangsrichtung mit unterschiedlichen Zustellinkrementen gefertigt wird (**Bild 5.21**). Für die lokal belastungsangepasste Einstellung der Bauteileigenschaften wird ein neuer Ansatz für eine lokal begrenzte Einstellung des Eigenspannungszustands von Bauteilen aufgezeigt, die durch IBU hergestellt wurden. Die Kegelstumpfgeometrie wird in der experimentellen Fertigung nicht mit äquidistantem Zustellinkrement  $\Delta z$  ausgeformt, sondern das Zustellinkrement  $\Delta z$  im Prozessverlauf variiert. Durch eine Änderung von  $\Delta z$  bei konstantem Werkzeugradius  $R_{Wz}$  ändert sich hierdurch das relative Zustellinkrement  $\Delta z/R_{Wz}$ . Es werden vier verschiedene Prozessrouten und deren Einfluss auf den Eigenspannungszustand mittels XRD analysiert und die experimentellen Ergebnisse für geometrisch identische Kegelstumpfe verglichen. Eine Kegelstumpfgeometrie, wie im **Bild 5.22** dargestellt, wird als Referenzgeometrie genutzt, um den Einfluss verschiedener Zustellinkrementkombinationen auf den Eigenspannungszustand zu analysieren.



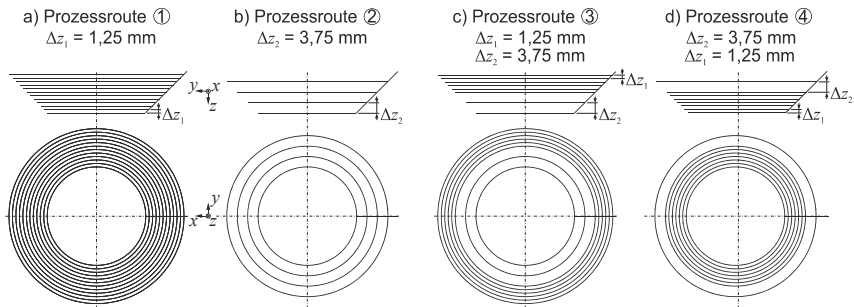
**Bild 5.21:** Konzept der lokal begrenzten Eigenspannungseinstellung

Die Kegelstumpfgeometrie hat die Abmessungen  $D = 70 \text{ mm}$  mit einem Zargenwinkel  $\psi = 45^\circ$  und einer finalen Kegelhöhe  $h = 15 \text{ mm}$ .



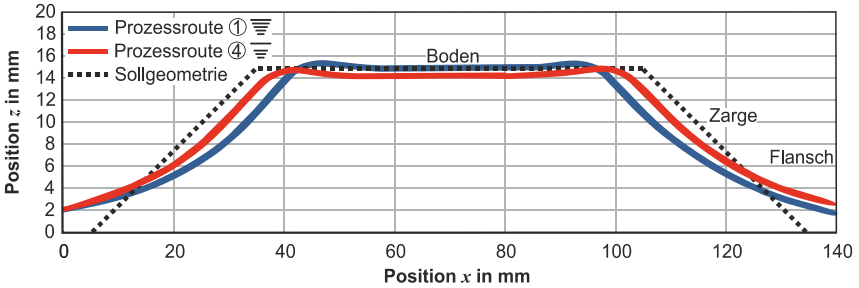
**Bild 5.22:** Kegelstumpfgeometrie

Zur Erzeugung unterschiedlicher, lokaler Eigenspannungszustände werden geometrisch identische Kegelstümpfe mit vier verschiedenen Prozessrouten gefertigt (**Bild 5.23**). Die Prozessrouten unterscheiden sich in der Zusammensetzung großer und kleiner Zustellinkremente zur Erreichung der finalen Ausformtiefe. Die 1. Prozessroute setzt sich zusammen aus 12 kleinen, äquidistanten Zustellinkrementen  $\Delta z = 1,25 \text{ mm}$  bis zur finalen Ausformtiefe  $h = 15 \text{ mm}$ . Die 2. Prozessroute besteht aus vier äquidistanten, großen Zustellinkrementen  $\Delta z = 3,75 \text{ mm}$ . Die 3. Prozessroute und die 4. Prozessroute sind jeweils Kombinationen der 1. und 2. Prozessroute. Bei der 3. Prozessroute folgen auf sechs kleine Zustellinkremente  $\Delta z = 1,25 \text{ mm}$  zwei große Zustellinkremente  $\Delta z = 3,75 \text{ mm}$ . Die letzte Prozessroute Nr. 4 weist die Inkrementkombination in umgekehrter Reihenfolge zur 3. Prozessroute auf. Die finale Ausformtiefe beträgt hier in Summe ebenfalls  $h = 15 \text{ mm}$ . Die Proben werden jeweils in dreifacher Ausfertigung gefertigt und experimentell analysiert. Alle im Folgenden angegebenen Messwerte sind jeweils Mittelwerte der Wiederholungsmessungen.



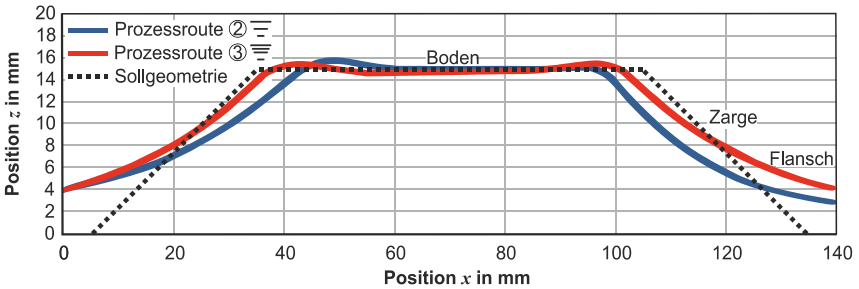
**Bild 5.23:** Werkzeugpfade der Prozessrouten

Eine Analyse der Bauteilgeometrie der gefertigten Kegelstümpfe erfolgt durch eine optische Digitalisierung mithilfe des Messsystems GOM ATOS II. Die aufgenommenen digitalen Bauteilgeometrien werden mit der Software GOM ATOS Professional V8 SR1 mit der Sollgeometrie verglichen. Die Proben werden jeweils im ausgespannten Zustand vermessen. Ein Vergleich der Probengeometrien mit der idealisierten Sollgeometrie (CAD) zeigt eine gemittelte geometrische Abweichung  $\bar{x} = 0,57 \text{ mm}$ . Die Abweichung ist definiert als der gemittelte Abstand zwischen der Ist-Bauteilgeometrie und der Soll-Geometrie in Richtung der Oberflächennormalen. Als weiterer Vergleich der Geometrie werden Schnittdarstellungen (Schnitt A-A, Bild 5.22) der Proben miteinander verglichen. Die geometrischen Abweichungen der Ist- und Soll-Geometrien sind auf die prozessbedingte Rückfederung zurückzuführen. Die Rückfederung setzt sich aus der Addition lokaler Rückfederungseffekte im Bereich der lokalen Umformzone infolge der Biegung um das Umformwerkzeug und den globalen Rückfederungseffekten durch den Ausspannprozess zusammen (Bambach et al., 2009). Die Rückfederung ist abhängig vom verwendeten Zustellinkrement und beeinflusst die Endgeometrie. (Ambrogio et al., 2004). Ein direkter Vergleich erfolgt zwischen der 1. Prozessroute und der 4. Prozessroute, da diese Proben im unteren Zargendrittel, nahe dem Bodenbereich, mit den kleinen Zustellinkrementen  $\Delta z = 1,25 \text{ mm}$  die identischen Prozessparameter aufweisen. Der geometrische Vergleich der beiden Proben zeigt hohe Abweichungen besonders im Zargenbereich der beiden Proben (**Bild 5.24**). Im Boden und Flanschbereich nähern sich die beiden Geometrien an. Die 4. Prozessroute zeigt im Schnitt A-A eine größere Übereinstimmung mit der Soll-Geometrie im Bereich der Kegelstumpfzarge. Die gemittelte Abweichung beider Geometrien beträgt  $\bar{x} = 0,15 \text{ mm}$ .



**Bild 5.24:** Geometrie der 1. und 4. Prozessroute

Identisch werden die Geometrien der 2. und 3. Prozessroute miteinander verglichen, da diese Proben im analysierten Bereich, im unteren Zargendrittel nahe dem Bodenbereich, mit den großen Zustellinkrementen  $\Delta z = 3,75$  mm die identischen Prozessparameter aufweisen. Die größte Abweichung der Geometrien der 2. und 3. Prozessroute ergibt sich im Zargenbereich der Kegelstümpfe (**Bild 5.25**). Die 3. Prozessroute mit einer Kombination von großen und kleinen Zustellinkrementen weist eine höhere Übereinstimmung zur Soll-Geometrie auf als die Probe mit äquidistanten Zustellinkrementen (2. Prozessroute). Die gemittelte Abweichung der beiden Geometrien beträgt  $\bar{x} = 0,21$  mm.

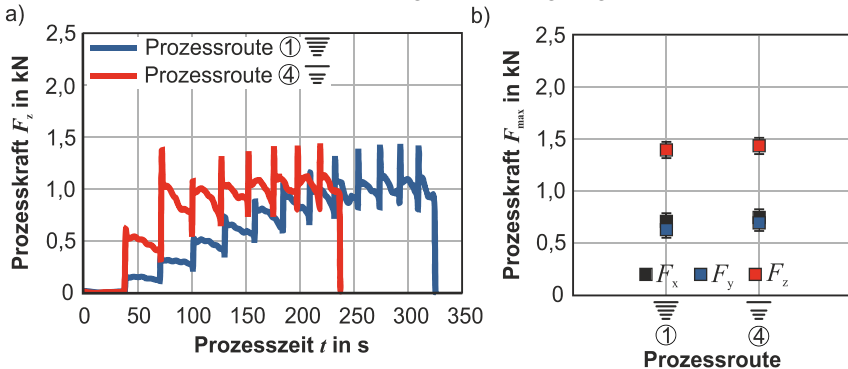


**Bild 5.25:** Geometrie der 2. und 3. Prozessroute

Der Geometrievergleich für die Prozessrouten zeigt eine hohe geometrische Übereinstimmung für die Prozessrouten 1 und 4 sowie die Prozessrouten 2 und 3. Aufgrund der gewählten Zustellinkremente weisen die Proben unterschiedliche Oberflächengüten auf. Die mit großen Zustellinkrementen  $\Delta z = 3,75$  mm gefertigten Bauteilbereiche weisen eine welligere Oberflächenstruktur auf der werkzeugzugewandten Bauteilseite auf, die jedoch in der makroskopischen Ermittlung der Bauteilgeometrie nicht erfasst wurde.

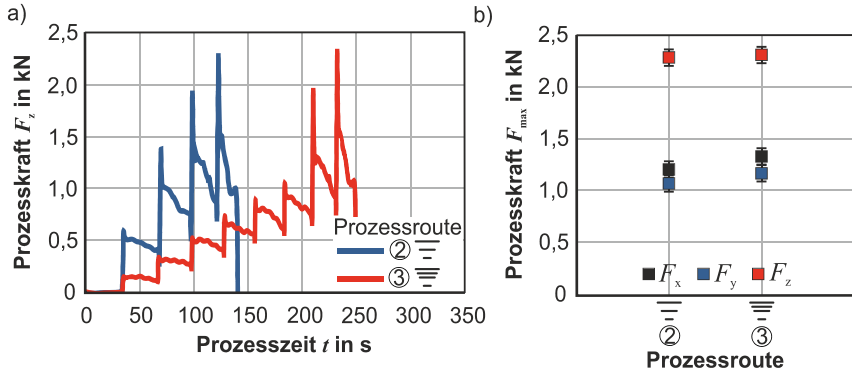
## Prozesskraft

Eine Analyse der Prozesskraft erfolgt durch einen direkten Vergleich des experimentell ermittelten Prozesskraftverlaufs der Prozessrouten. Aus Vergleichskriterium wird zunächst die  $z$ -Komponente im Prozess gegenübergestellt, da die Kraft in  $z$ -Richtung das größte Kraftmaximum im Prozess aufweist. Ein Vergleich der Prozesskräfte der 1. und 4. Prozessroute zeigt einen monotonen Kraftanstieg der beiden Prozessrouten im Prozessverlauf für die  $z$ -Komponente (**Bild 5.26a**). Der Kraftbedarf der 4. Prozessroute ist aufgrund der größeren Zustellinkremente zu Prozessbeginn größer als bei der 1. Prozessroute, der Kraftanstieg stagniert jedoch im weiteren Prozessverlauf. Die Maximalkraft der 1. Prozessroute ist mit  $F_{z \max}(P1) = 1,40 \text{ kN}$  auf dem gleichen Niveau wie die 4. Prozessroute mit  $F_{z \max}(P4) = 1,43 \text{ kN}$ . Die ermittelten maximalen Kräfte in  $x$ - und  $y$ -Richtung weisen eine leicht höhere Maximalkraft für Prozessroute 4 auf (**Bild 5.26b**). Ein Vergleich aller Kraftkomponenten der Prozessrouten 1 und 4 zeigt mit einer maximalen Abweichung von 2 %, dass das Kraftniveau der beiden Prozessrouten vergleichbar ist. Die gemessene Prozesszeit für die 4. Prozessroute ist um 28 % geringer als die Prozesszeit der 1. Prozessroute aufgrund der geringeren Inkrementanzahl.



**Bild 5.26:** a) Prozesskraftverlauf der  $z$ -Komponente und b) Prozesskraftmaxima der 1. und 4. Prozessroute

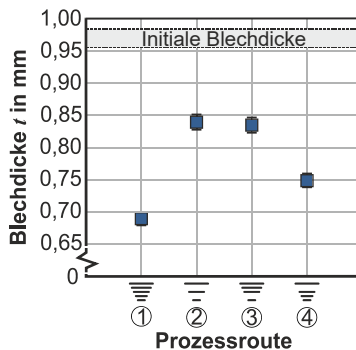
Der Prozesskräftevergleich der 2. und 3. Prozessroute zeigt einen monotonen Anstieg der Prozesskräfte im Prozessverlauf (**Bild 5.27a**). Der Kraftbedarf für die 2. Prozessroute ist aufgrund der größeren Zustellinkremente höher als bei Prozessroute 3. Die für die  $z$ -Komponenten erreichten Prozesskraftmaxima weisen mit  $F_{z \max}(P2) = 2,28 \text{ kN}$  und  $F_{z \max}(P3) = 2,31 \text{ kN}$  mit einer Abweichung von 1 % ein ähnlich hohes Niveau auf. Die Prozesszeit der 2. Prozessroute ist im Vergleich zur 3. Prozessroute um 53 % reduziert, da lediglich die Hälfte der Inkrementanzahl der Prozessroute 3 und damit auch eine verkürzte Werkzeugbahn zur Ausformung der identischen Bauteiltiefe abgefahren werden muss.



**Bild 5.27:** a) Prozesskraftverlauf der  $z$ -Komponente und b) Prozesskraftmaxima der 2. und 3. Prozessroute

**Blechdicke**

Als Prozesscharakteristika wird das Blech bei der IBU an den Rändern eingespannt und dadurch fixiert. Durch die Einspannung wird ein Nachfließen des Bleches im Umformprozess unterbunden. Dies führt bei einer Ausformung in die Tiefe aufgrund der Volumenkonstanz zu einer Ausdünnung des Bleches im umgeformten Bereich. Die Blechdickenabnahme ist ein kritischer Wert für das Auftreten von Versagensfällen wie Bodenreißen im Prozess. Die Auswertung der Blechdicke erfolgt für die Kegelstumpfproben am Auswertepunkt, dem Übergang vom Boden- zum Zargenbereich (**Bild 5.22**). Hierzu werden Segmente in radialer Richtung aus dem Zargenbereich entnommen und der Blechquerschnitt im Auswertepunkt kalt eingebettet. Eine Auswertung der Blechstärke erfolgt durch eine Lichtmikroskopie. Die angegebenen Messwerte sind jeweils Mittelwerte dreier Wiederholungsmessungen der Blechdicke im Auswertepunkt **Bild 5.28**.



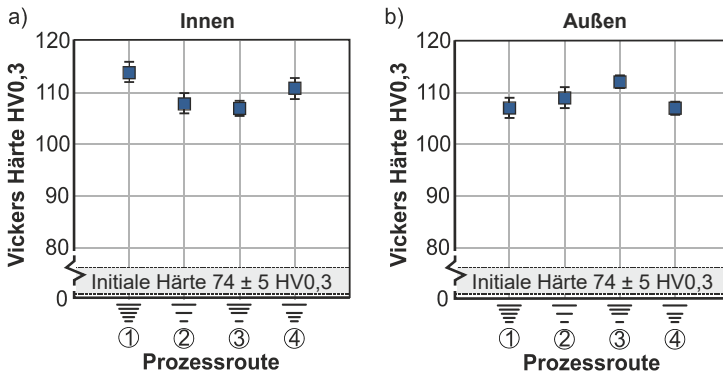
**Bild 5.28:** Blechdickenänderung der Prozessrouten im Auswertepunkt



Der ausgewählte Messpunkt stellt mit dem Übergang vom Boden- zum Zargenbereich im IBU-Prozess den Bereich mit der höchsten lokalen Blechausdünnung dar, da der Werkstoff des umgeformten Zargenbereichs bereits mehrfach umgeformt und die Blechstärke in der Zarge dadurch bereits ausgedünnt wurde. Die Blechdicke des gewalzten Ausgangsblechs wurde mit  $t_0 = 0,97$  mm bestimmt. Die 1. Prozessroute mit den äquidistanten, kleinen Zustellinkrementen  $\Delta z = 1,25$  mm zeigt mit einer Blechstärkenabnahme von 28 % die vergleichsweise höchste Blechstärkereduktion. Die Bauteilzargen der 2. und 3. Prozessroute wurden im Auswertepunkt gleichermaßen durch wenige, große Inkremente  $\Delta z = 3,75$  mm umgeformt. Für die 4. Prozessroute 4 wurde das Blech in der Zarge durch die vorangegangenen größeren Inkremente weniger stark umgeformt. Mingshun et al. (2018) zeigen, dass durch größere Inkremente das Blech weniger stark ausgedünnt wird.

### Materialhärte

Zusätzlich zur Blechdicke wird an den eingebetteten Blechquerschnitten im Auswertepunkt im Übergang zwischen Zarge und Bodenbereich (**Bild 5.22**) die Materialhärte ermittelt. Mit Mikrohärtmessungen nach Vickers (HV0,3) kann die Materialhärte lokal aufgelöst im Randbereich der Zargeninnen- und Zargenaußenseite ermittelt werden (**Bild 5.29**). Die angegebenen Messpunkte sind Mittelwerte dreier Härtmessungen. Die initiale Materialhärte des gewalzten Aluminiumblechs beträgt  $74 \pm 5$  HV0,3. Infolge des Umformprozesses und der beobachteten Blechausdünnung weisen alle Proben in der umgeformten Zarge eine bis zu 32 % höhere Materialhärte als die initiale Materialhärte auf.



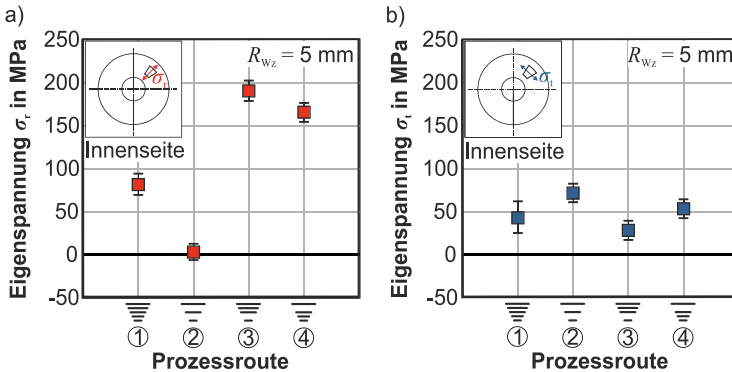
**Bild 5.29:** Materialhärte a) Kegelstumpfinnenseite und b) Kegelstumpfaußenseite

Eine differenzierte Aussage über den Einfluss der Prozessroute auf die ermittelte Härte ist aufgrund der geringen Unterschiede zwischen den Messwerten der einzelnen Proben und der beobachteten Streuung der Wiederholungsmessungen nicht möglich. Es zeigt

sich jedoch die Tendenz einer gesteigerten Härte bei Verwendung der kleineren Inkrementgröße  $\Delta z = 1,25$  mm auf der Zargeninnenseite für die 1. und 4. Prozessroute.

### Eigenspannung

Die Eigenspannungen im Auswertepunkt, dem Übergang zwischen Boden- und Zargenbereich wurde in radialer Richtung  $\sigma_r$ , quer zur Werkzeugvorschubrichtung und in tangentialer Richtung  $\sigma_t$ , in Werkzeugvorschubrichtung, ausgewertet. Das Ausgangsmaterial kann mit  $\sigma < 5$  MPa als eigenspannungsfrei angenommen werden. Die Eigenspannungen in radialer Richtung  $\sigma_r$  (**Bild 5.30**) weisen auf der werkzeugzugewandten Innenseite für die 1., 3. und 4. Prozessroute deutliche Zugeigenspannungen auf. Die 2. Prozessroute mit Äquidistanz der großen Inkremente  $\Delta z = 3,75$  mm weist auf der Zargeninnenseite keine signifikanten Eigenspannungen auf (Bild 5.30a). Die 3. und 4. Prozessroute mit alternierenden Zustellinkrementen weisen im Vergleich zu den äquidistanten Zustellungen deutlich höhere Zugeigenspannungen nahe der initialen Fließspannung des Werkstoffs auf. Für die Eigenspannungen in tangentialer Richtung  $\sigma_t$  auf der Bauteilinnenseite ist die Änderung der Eigenspannungen weniger stark ausgeprägt. Die Eigenspannungen  $\sigma_t$  liegen für alle betrachteten Prozessrouten in einem Bereich von  $\sigma_t = 50$  MPa.

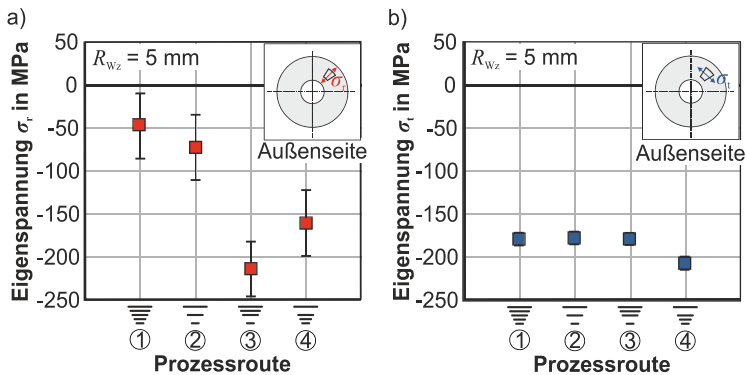


**Bild 5.30:** Eigenspannungen der Kegelstumpffinnenseite für die Prozessrouten a) in radialer Richtung und b) in tangentialer Richtung<sup>5</sup>

Die radiale Komponente der bestimmten Eigenspannungen  $\sigma_r$  auf der Zargenaußenseite weisen Druckeigenspannungen auf. Simultan zu den Zugeigenspannungen der Bauteilinnenseite, weisen die Eigenspannungen der 3. und 4. Prozessrouten mit alternierenden

<sup>5</sup> Die experimentelle Eigenspannungsbestimmung an den Kegelstümpfen erfolgte durch das Fachgebiet Metallische Werkstoffe der Technischen Universität Berlin und wurde in Maaß et al. (2021b) bereits veröffentlicht.

Zustellinkrementen die höchsten Eigenspannungsamplituden auf (**Bild 5.31a**). Die Höhe dieser Druckeigenspannungen überschreitet die initiale Fließspannung des Ausgangsmaterials. Die Kegelstumpfproben der Prozessrouten mit äquidistanten Zustellinkrementen haben am Auswertepunkt Druckeigenspannungen in Höhe von  $\sigma_r = 60$  MPa. Die tangentialen Eigenspannungen  $\sigma_t$  der werkzeugabgewandten Außenseite sind verglichen mit den Eigenspannungsamplituden in tangentialer Richtung auf der werkzeugzugewandten Innenseite um den Faktor drei höher. Die gewählte Prozessroute hat jedoch keinen wesentlichen Einfluss auf die Höhe der Druckeigenspannung in tangentialer Richtung  $\sigma_t$  auf der Bauteilaußenseite. Die experimentell ermittelten Druckeigenspannungen sind in ihrer Höhe für alle Prozessrouten nahe der initialen Fließspannung.



**Bild 5.31:** Eigenspannungsänderung durch Prozessroute auf der Kegelstumpfaußenseite<sup>5</sup>

Der Geometrievergleich der unterschiedlichen Prozessrouten zeigt, dass die Geometrie der Prozessrouten mit identischen Zustellinkrementen im Auswertebereich vergleichbar ist. Die geometrische Ähnlichkeit ist eine Grundvoraussetzung für den Vergleich der Eigenspannungen infolge geänderter Prozessparameter. Eine geometrische Ähnlichkeit kann jeweils für die 1. und 4. Prozessroute sowie für die 2. und 3. Prozessroute mit einer maximalen mittleren Abweichung von  $\bar{x} = 0,21$  mm als gegeben angenommen werden. Für die betrachtete Kegelstumpfgeometrie ist es daher möglich, mit unterschiedlichen Bahnstrategien nahezu geometrisch identische Bauteile herzustellen. Neben der vergleichbaren Geometrie zeigt sich die Vergleichbarkeit der Prozessrouten in einer identischen maximalen Prozesskraft der 1. und 4. Prozessrouten sowie der 2. und 3. Prozessroute jeweils für die  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Komponente mit einer maximalen Abweichung von 2 %. Die maximalen Prozesskräfte der vergleichbaren Prozessrouten sind daher als identisch anzusehen. Wird die Prozesszeit als Bewertungskriterium der Prozesseffizienz einbezogen, zeigen die Prozessrouten mit wechselnden Zustellinkrementen, d. h. die 3. und

4. Prozessroute, eine signifikante Einsparung der Prozesszeit  $t_P = 4$  min von bis zu 53 %, was einer Zeitersparnis für den Kegelstumpf von  $\Delta t = 100$  s entspricht. Die Zeitersparnis ergibt sich aus der Einsparung von Inkrementen durch die Wahl größerer Inkremente zur Ausformung der gleichen Bauteiltiefe. Die Analyse der Blechdicke im Zargenbereich zeigt für die 1. und 4. Prozessroute bzw. die 2. und 3. Prozessroute eine vergleichbare Blechdickenabnahme. Die 4. Prozessroute zeigt im Vergleich zu der 1. Prozessroute mit äquidistanten Zustellinkrementen eine um 5 % reduzierte Blechdickenabnahme. Eine Analyse der Materialhärte zeigt auf der Zargeninnen- und Zargenaußenseite keinen signifikanten Einfluss der gewählten Prozessroute. Im Allgemeinen kann jedoch eine Verfestigung des Ausgangsmaterials in Folge der Blechdickenreduktion von bis zu 32 % ermittelt werden.

Die experimentell bestimmten Eigenspannungen sind, unabhängig von der gewählten Prozessroute, radiale bzw. tangential Zug eigenspannungen auf der Zargeninnenseite und radiale bzw. tangential Druck eigenspannungen auf der Zargenaußenseite. Die radialen Zug eigenspannungen auf der Bauteilinnenseite sind für die äquidistanten Zustellinkremente der 1. und 2. Prozessroute wesentlich geringer als für die alternierenden Zustellinkremente der 3. und 4. Prozessroute. Dies gilt in gleicher Weise auch für die Druck eigenspannungen auf der Bauteilaußenseite. Die gewählte Prozessroute hat keinen signifikanten Einfluss auf die tangentialen Zug- bzw. Druck eigenspannungen auf den Zargenaußenseiten. Eine Substitution von großen Zustellinkrementen zu kleineren Zustellinkrementen führt zudem zu einer Verbesserung der Bauteiloberfläche.

Bei ansonsten ähnlicher Geometrie, Blechdicke, Materialverfestigung und tangentialer Eigenspannung stellt die Erhöhung der radialen Eigenspannungen auf der Zargeninnen- und Zargenaußenseite die einzige signifikante Änderung durch die Prozessrouten dar. Eine Verwendung der 3. und 4. Prozessroute ermöglicht somit eine anforderungsgerechte Auslegung von Bauteilen durch eine gezielte Steuerung des Eigenspannungszustands in besonders belasteten Bauteilbereichen.

## 5.6 Zusammenfassung und Fazit

In diesem Kapitel wurde der Einfluss der Prozessparameter der inkrementellen Blechumformung (SPIF) auf die Eigenspannungsbildung analysiert. Hierzu wurden zunächst die Eigenspannungszustände an linearen Sicken und Kegelstümpfen numerisch und experimentell ermittelt. Die Ergebnisse der vorangegangenen Kapitel zu Umformmechanismen, Blechdicke und Materialverfestigung wurden für eine Einordnung der beobachteten Phänomene herangezogen.

- Das Eigenspannungsprognosemodell konnte durch XRD-Messungen für den Werkstoff EN AW-5083 validiert werden. Die Prognosegüte des Modells wurde durch eine Berücksichtigung des Ausspannprozesses und der kinematischen Verfestigung im Materialmodell gesteigert.

- Die analysierten Geometrien weisen oberflächennahe Zugeigenspannungen auf der werkzeugzugewandten Bauteilseite und Druckeigenspannungen auf der werkzeugabgewandten Bauteilseite auf.
- Die Höhe der Eigenspannungsamplitude ist abhängig von Zustellinkrement  $\Delta z$  und Werkzeugradius  $R_{Wz}$ .
  - Eine zunehmende Blechdickenabnahme und Verfestigung infolge des Schermechanismus für Zustellinkrement  $\Delta z \leq 3,75$  mm bewirkt eine Erhöhung der Zugeigenspannungen auf der Kegelstumpfinnenseite.
  - Die Verstärkung des Biegemechanismus mit steigendem Zustellinkrement  $\Delta z$  bewirkt eine Streckung der werkzeugabgewandten Bauteilseite, die zu einer Erhöhung der Druckeigenspannungen auf der Kegelstumpfaußen-seite führt.
  - Das Zustellinkrement zeigt für den analysierten Parameterbereich einen signifikant höheren Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungen als der Werkzeugradius.
  - Eine Anpassung der Prozessparameter im Umformprozess ermöglicht eine lokal begrenzte Eigenspannungseinstellung im Bauteil.
- Hohe Vorschubgeschwindigkeiten  $v_f$  und Rotationsgeschwindigkeiten des Werkzeugs  $\theta$  setzen durch ihren Wärmeeintrag die umformtechnisch induzierten Eigenspannungsamplituden herab.
- Der Einfluss der Prozessrouten zur Fertigung geometrisch identischer Bauteile mit alternierenden Zustellinkrementen zur lokal begrenzten Eigenspannungseinstellung sowie zur Einsparung von Prozesszeit wurde geprüft. Die Prozesszeit zur Herstellung vergleichbarer Bauteilgeometrien kann um bis zu 53 % im Vergleich zur Verwendung äquidistanter Zustellinkremente eingespart werden. Der Einsatz einer alternierenden Inkrementgröße erhöht Zugeigenspannungen auf der werkzeugzugewandten Seite und Druckeigenspannungen auf der werkzeugabgewandten Bauteilseite

Es konnte gezeigt werden, dass durch die Wahl der Prozessparameter und damit einer Forcierung des Umformmechanismus eine gezielte Beeinflussung der Eigenspannungen für die inkrementelle Blechumformung ermöglicht wird. Insbesondere die werkzeugzugewandte Bauteilseite zeigt eine hohe Sensitivität in Bezug auf den Schermechanismus. Die Zugeigenspannungen können in einem weiten Spektrum von spannungsarm bis zu hohen Zugeigenspannungen variiert werden ( $7 \text{ MPa} \leq \sigma_r \leq 144 \text{ MPa}$ ).

## 6 Gezielte Eigenspannungseinstellung durch Spannungsüberlagerung

In diesem Kapitel werden Konzepte zur Spannungsüberlagerung bei der inkrementellen Blechumformung analysiert, um die Eigenspannungsbildung gezielt zu beeinflussen. Teile dieses Kapitels wurden bereits veröffentlicht in Maaß et al. (2021a) und Maaß et al. (2022).

Aus den vorherigen Kapiteln geht hervor, dass eine gezielte Einstellung von Eigenspannungen mit dem Verfahren der inkrementellen Blechumformung ohne Unterstützung (Single Point Incremental Forming) möglich ist. Für eine anforderungsgerechte Bauteil-auslegung kann der Eigenspannungszustand für den jeweiligen Belastungszustand im Bauteilbetrieb während des Umformprozesses gezielt eingestellt werden. Die größten angewandten Zustellungen ermöglichen es, Zugeigenspannungen nahezu vollständig zu eliminieren. Aus dieser Erkenntnis ergeben sich Herausforderungen für die Prozesstechnik, die im Folgenden dargelegt werden sollen. Für eine Maximierung der Bauteilleistungsfähigkeit ist davon auszugehen, dass geringere Zugeigenspannungen und höhere Druckeigenspannungen bis zu einem Schwellwert zu einer höheren Belastbarkeit unter statischer und zyklischer Last beitragen. Aus prozesstechnischer Sicht ist die Variation der Inkrementgröße jedoch durch Randbedingungen des SPIF beschränkt. Diese Prozessgrenzen ergeben sich im Wesentlichen aus der verfügbaren Prozesskraft, die von der verwendeten Umformmaschine und den verwendeten Komponenten zur Umformung (Umformwerkzeug, Klemmkraft) abhängt, dem verwendeten Werkstoff und dessen Umformvermögen, sowie der Werkzeugbahn und den geometrischen Randbedingungen des Werkstücks (initiale Blechdicke, Bauteildimension). Ein nicht ausreichendes Umformvermögen des Werkstoffs kann bei zu großen Zustellinkrementen zu einem Werkstoffversagen und damit verbundener Rissbildung führen. Zudem sind größere Prozesskräfte ein ökonomischer und ökologischer Faktor, da höhere Prozesskräfte mit einem höheren Energiebedarf und einem höheren Werkzeugverschleiß einhergehen. Des Weiteren haben größere Zustellinkremente einen Einfluss auf die Oberflächenbeschaffenheit der gefertigten Bauteile. Große Zustellinkremente bewirken eine sichtbare Oberflächenwelligkeit (Bild 4.25). Zudem ergibt sich eine höhere Oberflächenrauheit der werkzeuggewandten Bauteiloberfläche (Bild 4.26).

Mit Konzepten einer Prozessenerweiterung zur inkrementellen Blechumformung soll eine Spannungsüberlagerung während der Umformung genutzt werden, um die Eigenspannungsbildung während der Umformung zu beeinflussen. Ziel ist es, die Flexibilität des Prozesses zu erhalten, jedoch die Prozessgrenzen in Bezug auf die gezielte Eigenspannungseinstellung zu erweitern. Vorteilhaft wäre das gezielte Einbringen von Druckeigenspannungen im Prozess, im Gegensatz zu einer reinen Eliminierung von Zugeigenspannungen. Um diese Ziele zu erreichen, werden im Folgenden zwei Konzepte analysiert:

1. Eine Elastomermatrixe wird genutzt, um während des Umformprozesses gezielt Druckspannung in Blechdickenrichtung zu überlagern.
2. Das Blech wird während des Umformprozesses mit einer Zugspannung in der Blechebene überlagert.

## 6.1 Druckspannungsüberlagerung

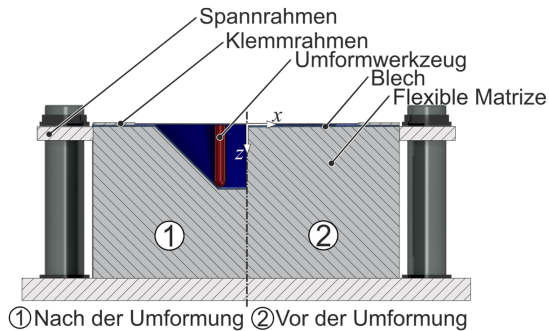
Für die Prozessvariante der inkrementellen Umformung mit passivem Gegenwerkzeug, das Two-Point Incremental Forming (TPIF) können Voll- und Teilmatrizen eingesetzt werden. In den meisten Fällen sind diese Matrizen bauteilspezifisch und geben die Geometrie zumindest in Teilen vor. Ein anderes Konzept verfolgen aktive Gegenwerkzeuge mit geometrieunabhängigen Medien wie Öl und andere viskose Medien oder Druckluft. Diese Verfahren bedürfen einer aufwendigen Regelungstechnik, um den Gegendruck dem Prozessverlauf anzupassen oder konstant zu halten. Die Verwendung einer Polymermatrize für einen TPIF-Prozess wird von Nourmohammadi et al. (2019) beschrieben. In dieser Veröffentlichung wird ein Polyurethanmaterial während der Umformung zwischen starrer Vollmatrize bzw. flexiblem Stab-Matrix-Gegenwerkzeugs (Ames, 2008) und dem Halbzeug gelegt. Diese Gummiauflage diente in erster Linie einer Verbesserung der Oberflächenqualität des Bauteils, insbesondere bei Verwendung der flexiblen Stab-Matrix als Gegenwerkzeug. Die Verwendung von Polyurethanmatrizen bietet Kostenvorteile gegenüber starren Metallmatrizen, da der Werkstoff kostengünstig und leichter zu bearbeiten ist. Als geometrieabhängige Vollmatrize eingesetzt, reduzieren geometrieabhängige Matrizen die Prozessflexibilität insbesondere im Vergleich zum SPIF-Verfahren ohne Gegenwerkzeug. Im Folgenden soll ein Konzept zum Einsatz einer geometrieunabhängigen, wiederverwendbaren Polymermatrize erprobt werden.

Teile der in diesem Kapitel gezeigten Ergebnisse sind entstanden im Rahmen der Masterarbeit von L. Kleinhorst: „Analyse von Eigenspannungen in Bauteilen, hergestellt durch druckspannungsüberlagerte inkrementelle Blechumformung“. Die Einrichtung und Erprobung des vorgestellten Konzepts zur druckspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung erfolgte in der studentischen Arbeit von H. Polat: „Prozesserweiterung zur druckspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung“.

### Prozessbeschreibung

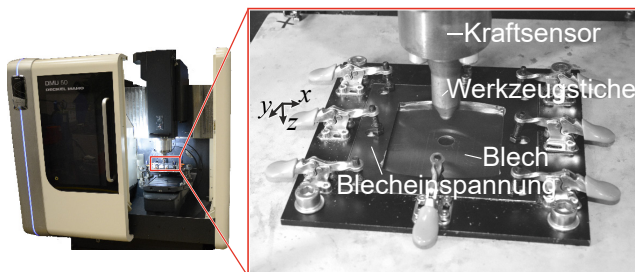
Die Beschreibung des Verfahrensprinzips für die druckspannungsüberlagerte inkrementelle Blechumformung mittels Polyurethan-Gegenwerkzeug (IBU mit Gegendruck) ist im **Bild 6.1** gegeben. Der Prozessaufbau für den SPIF-Prozess wird durch die Integration einer Polyurethanplatte zu einem IBU-Prozess mit Gegendruck erweitert. Unter dem Blechhalbzeug wird eine Polyurethanmatrize platziert. Diese Polyurethanmatrize wird formschlüssig mit dem Prozessaufbau verbaut und ist in alle Raumrichtungen fixiert. Das positionierte und eingespannte Blechhalbzeug wird durch die Bewegung des

Umformwerkzeugs in  $z$ -Richtung in die Polyurethanmatrize eingeformt (Bild 6.1). Der Polyurethanblock wird dabei unter dem Blech komprimiert und übt auf das Blech einen Gegendruck aus.



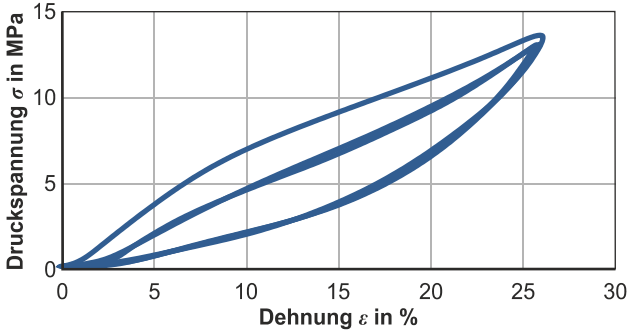
**Bild 6.1:** Prozesskonzept IBU mit Gegendruck (flexible Polymermatrize)

Die Kombination aus Niederhalter und Polyurethanmatrize ist in einer 5-Achs-Fräsmaschine DMU 50 der Fa. DMG Mori verbaut. Die Werkzeugbewegung wird von der CNC-Steuerung der Fräsmaschine ausgeführt, und die Prozesskräfte werden durch einen 3-Komponenten-Kraftsensor aufgenommen. Der Versuchsaufbau beinhaltet eine Polyurethanplatte aus Polyurethan PU D44-Material (**Bild 6.2**). Die Abmessung der Matrize beträgt  $90 \times 90 \times 50$  mm. Das Material zeichnet sich durch hohe Abriebfestigkeit und gute Dämpfungseigenschaften aus. Die Matrizenhärte beträgt  $72^\circ \pm 5$  Shore A mit einer Dichte  $\delta = 1,24 \text{ g/cm}^3$ . Die Materialkennwerte des Matrizenmaterials werden durch einachsige Zugversuche und zyklische Stauchversuche (**Bild 6.3**) bestimmt. Die Zugfestigkeit des Elastomers beträgt hierbei  $R_m = 46 \text{ MPa}$ .



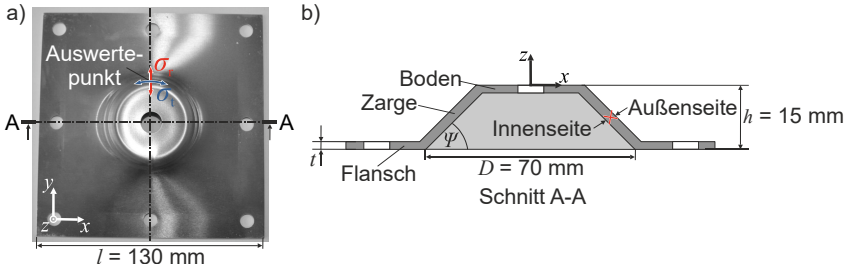
**Bild 6.2:** Prozessaufbau IBU mit flexibler Polymermatrize





**Bild 6.3:** Zyklischer Stauchversuch Polyurethan D44 70° Shore A

Das Blechhalbzeug ist die Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 im Zustand H111 mit einer initialen Blechdicke  $t_0 = 1$  mm. Das lasergeschchnittene quadratische Blech hat die Maße 130 x 130 mm. Eine Kegelstumpfgeometrie dient als Referenzgeometrie, um die druckspannungsüberlagerte inkrementelle Blechumformung mit einem SPIF-Prozess zu vergleichen. Der Kegelstumpf hat einen Kegeldurchmesser  $D = 60$  mm und einen Zargenwinkel  $\psi = 40^\circ$ . Die Sollhöhe des Kegelstumpfs beträgt  $h = 6$  mm (**Bild 6.4**).



**Bild 6.4:** a) Kegelstumpfgeometrie mit b) Dimensionen

Die Prozessparameter für den Herstellungsprozess des Kegelstumpfs für den SPIF-Prozess und den TPIF-Prozess sind in **Tabelle 6.1** dargestellt. Das frei rotierende Umformwerkzeug mit sphärischer Geometrie wird auf einer bidirektionalen Werkzeugbahn mit einem äquidistanten Zustellinkrement  $\Delta z = 2$  mm geführt. Die Werkzeugbahnen und Bahnstrategien für SPIF- und IBU-Prozess mit Gegendruck sind identisch. Eine Werkzeugrotation wird verwendet, um die Reibung und den resultierenden Werkzeugverschleiß zu reduzieren. Zudem werden hierdurch Werkzeugkräfte reduziert und die Oberflächenrauheit reduziert (Durante et al., 2009). Durch Vorversuche wurde zunächst die Ist-Geometrie des Kegelstumpfs nach dem IBU-Prozess mit Gegendruck ermittelt.

**Tabelle 6.1:** Prozessparameter zeitabhängige Prozessparameter

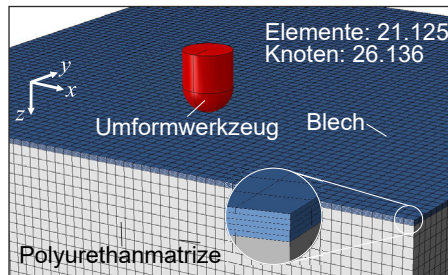
Prozessparameter	Wert
Zustellinkrement $\Delta z$	2 mm
Werkzeugradius $R_{Wz}$	5 mm
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	600 mm/min
Rotationsgeschwindigkeit $\theta$	300 min <sup>-1</sup>

Um mit beiden Verfahren identische Geometrien und vergleichbare Ergebnisse zu erzielen, werden drei unterschiedliche Probengeometrien hergestellt, die sich in ihrer Sollhöhe  $h$  unterscheiden, während alle anderen Prozessparameter gemäß **Tabelle 6.1** konstant gehalten werden. Dies sind zwei Proben mit drei Zustellinkrementen und einer Sollhöhe  $h = 6$  mm für den SPIF-Prozess und den IBU-Prozess mit Gegendruck. Zusätzlich werden Proben mit vier Zustellinkrementen, einem Zargenwinkel  $\Psi = 40^\circ$  und einer Sollhöhe  $h = 8$  mm für den SPIF-Prozess hergestellt, um die höhere Rückfederung der SPIF-Proben gegenüber den Gegendruckproben zu kompensieren. Die Ist-Geometrie der  $h = 8$  mm Probe des SPIF-Prozesses entspricht der Ist-Geometrie der  $h = 6$  mm-Probe des Prozesses mit Gegendruck, d. h. sie haben die identische finale Geometrie und Ausformtiefe, die der Sollhöhe  $h = 6$  mm entspricht. Die SPIF-Probe mit der größeren Sollhöhe  $h = 8$  mm wird im Folgenden als „SPIF kompensiert“ bezeichnet. Von jeder Probenkonfiguration werden drei identische Exemplare hergestellt. Die Blechkannten werden während des Umformprozesses durch den Klemmrahmen fixiert. Um zusätzlichen Werkzeugverschleiß zu reduzieren, wird das Tiefziehöl Iloform PN 226 der Fa. Castrol vor Prozessbeginn auf der Blechoberfläche aufgetragen. Die Prozesskräfte zur Herstellung der Kegelstümpfe SPIF, SPIF kompensiert und IBU mit Gegendruck werden experimentell mit einem 3-Komponenten-Kraftsensor aufgenommen und mit der Software Catman Easy der Fa. HBM ausgewertet.

### 6.1.1 Prozessmodellierung und Prozessanalyse

Ein FEM-Modell wird entsprechend der experimentellen Versuchsanordnung (Bild 6.1) aufgebaut. Der in Abaqus nachgebildete numerische Umformprozess besteht aus dem Umformwerkzeug, dem quadratischen Blechhalbzeug und der Polyurethanmatrize (**Bild 6.5**). Das Umformwerkzeug wird als Starrkörper modelliert. Alle verformbaren Teile des Modells bestehen aus Solid-Elementen (C3D8R). Die Hexaeder-Elemente haben eine Kantenlänge von 1 mm. Für die initiale Blechdicke  $t_0 = 1$  mm werden fünf Elemente über die Blechdicke verwendet. Für die Polyurethanmatrize werden 25 Elemente über die Dicke verwendet. Es wurde eine Netzsensitivitätsstudie durchgeführt. Die gewählte

Elementgröße stellt hinsichtlich Ergebnisgüte und der benötigten Rechenzeit das Optimum dar. Das Prozessmodell verwendet einen expliziten Solver mit dem Zeitschritt von  $1 \times 10^{-6}$  s. Das Materialmodell für das Blechmaterial beinhaltet die kombiniert isotropkinematische Verfestigung nach Lemaître und Chaboche (1990). Die Kontaktbedingungen zwischen Umformwerkzeug und Blech unterliegen einer Penalty-Kontaktbedingung. Für das Basismaterial der Polyurethanmatrize wird ein hyperelastisches Materialmodell in Anlehnung an Mooney-Rivlin (Mooney, 1940) verwendet. Die verwendeten Kennwerte geben das Verhalten des Polyurethanmaterials entsprechend Bild 6.3 wieder.



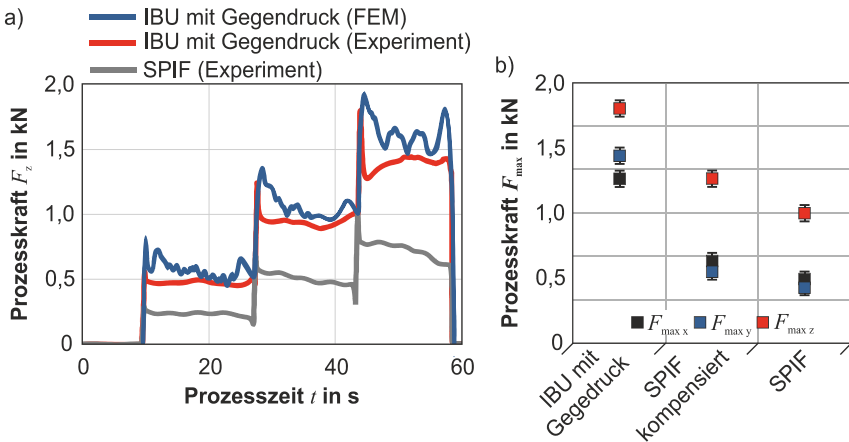
**Bild 6.5:** Aufbau des numerischen Prozessmodells zur IBU mit Gegendruck

Im Folgenden wird der Einfluss der Polyurethanmatrize auf den Umformprozess analysiert. Hierfür werden die Prozesskraft, die Geometrie und die Verfestigung herangezogen und mit dem SPIF-Prozess verglichen.

### Prozesskraft

Die Prozesskraft für den SPIF-Prozess steigt monoton mit jeder Werkzeugzustellung (**Bild 6.6a**). Im Vergleich zu der Prozesskraft des IBU-Prozesses mit Gegendruck entspricht der qualitative Kurvenverlauf dem des SPIF-Verfahrens. Die Amplituden der Prozesskraft sind beim IBU-Prozess mit Gegendruck im Vergleich zu der SPIF-Prozesskraft deutlich erhöht. Ein Vergleich der maximalen Prozesskraft während des gesamten Umformprozesses in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung ist im **Bild 6.7b** aufgetragen. Die maximale Prozesskraft in  $z$ -Richtung für den SPIF-Prozess ( $F_{z,max} = 0,79$  kN) ist im vergleichbaren IBU-Prozess mit Gegendruck ( $F_{z,max} = 1,8$  kN) um 79 % höher. Die Prozesskräfte in  $x$ - und  $y$ -Richtung nehmen mit jedem Zustellinkrement kontinuierlich zu. Die im letzten Zustellinkrement auftretenden maximalen Prozesskräfte in  $x$ - und  $y$ -Richtung sind aufgrund der symmetrischen Kreisbahn bei jedem Zustellinkrement nahezu identisch. Bei dem SPIF-Prozess beträgt die maximale Kraft in  $x$ - und  $y$ -Richtung nur 43 % der maximalen Kraft in  $z$ -Richtung. Im Vergleich zur Verfahrensvariante mit Gegendruck beträgt die maximale Kraft in  $x$ - und  $y$ -Richtung beim SPIF 78 % der maximalen Kraft in  $z$ -Richtung. Beim IBU-Prozess mit Gegendruck tritt im Vergleich zu SPIF ein signifikanter Anstieg aller Kraftkomponenten auf. Die Auswertung der Prozesskraft unterhalb des Umformwerkzeugs in  $z$ -Richtung des numerischen IBU-Prozesses mit Gegendruck

zeigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen (Bild 6.6a).

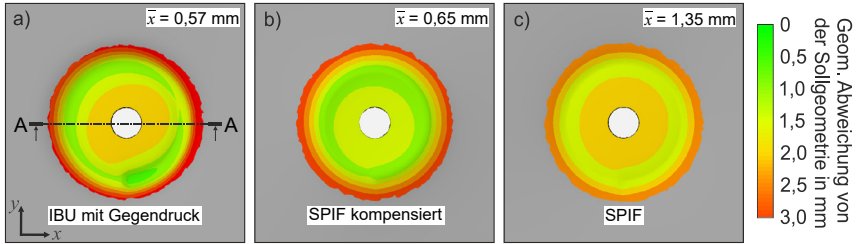


**Bild 6.6:** IBU mit Gegendruck – Prozesskraft

**Geometrie**

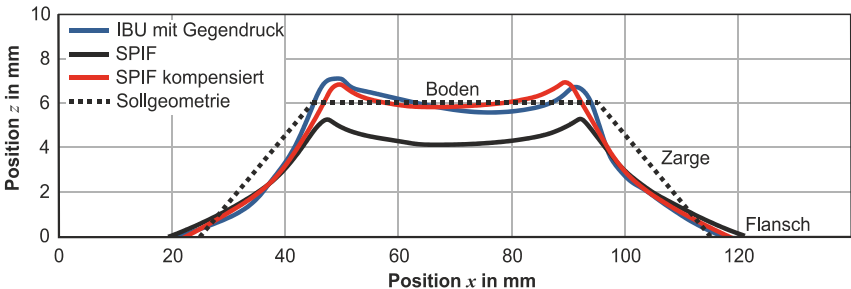
Die Geometrien der gefertigten Kegelstümpfe werden im ausgespannten Zustand vom 3-D-Digitalisierer ATOS II der Fa. GOM mit der Software ATOS Professional V8 SR1 zur Geometrieanalyse vermessen. Die geometrische Genauigkeit im Vergleich zu einer idealen (CAD) Kegelstumpfgometrie ist im **Bild 6.7** für den IBU-Prozess mit Gegendruck, den SPIF-Prozess und SPIF-Prozess mit kompensierter Geometrie aufgetragen. Die geometrische Abweichung ist definiert als der Abstand zwischen der Ist- und der idealisierten Soll-Geometrie in Richtung der Flächennormalen der Ist-Geometrie. Die Probe mit Gegendruck weist für den Bodenbereich eine hohe Geometriege nauigkeit auf. Diese hohe Geometriege nauigkeit wird bei der SPIF-Probe nicht erzielt. Erst durch ein Überformen (SPIF kompensiert), kann im SPIF-Prozess eine ähnlich gute Ausformung erzielt werden wie bei der IBU-Probe mit Gegendruck. Für den IBU-Prozess mit Gegendruck (Bild 6.7a) wird ein signifikanter Unterschied in der Geometrie im Vergleich zur SPIF-Geometrie (Bild 6.7c) beobachtet. Bei der SPIF-Geometrie tritt vor allem im unteren Bereich des Kegelstumpfes nahe dem Boden eine viel höhere geometrische Abweichung auf. Der arithmetische Mittelwert der Geometrieabweichung beträgt für die SPIF-Komponente  $\bar{x} = 1,35$  mm im Vergleich zu  $\bar{x} = 0,57$  mm für die Geometrie mit Gegendruck. Zum Ausgleich der geometrischen Abweichungen wird ein kompensierter SPIF-Kegelstumpf mit einer höheren Umformtiefe  $h = 8$  mm gefertigt. Die resultierende kompensierte SPIF-Geometrie ist im Bild 6.7b gezeigt. Die Geometrien des IBU-Prozesses mit Gegendruck und des geometrisch kompensierten SPIF-Prozess stimmen zufriedenstellend überein, da der arithmetische Gesamtmittelwert für den IBU-Prozesses

mit Gegendruck mit  $\bar{x} = 0,57$  mm und die kompensierte SPIF-Geometrie mit  $\bar{x} = 0,65$  mm eine vergleichbare Geometriegenauigkeit aufweisen. Der untere Bereich der IBU-Geometrie mit Gegendruck ist im Vergleich zur SPIF-Geometrie weniger gleichmäßig, da die Polyurethanmatrize nach der Entlastung gegen die bereits umgeformten Bereiche des Kegelstumpfs drückt und die Kegelstumpfgeometrie dadurch verschiebt.



**Bild 6.7:** Geometrievergleich IBU und IBU mit Gegendruck

Es folgt ein Vergleich aller drei Geometrien (**Bild 6.8**). Die Schnittdarstellung A-A gemäß Bild 6.4 verdeutlicht die geometrische Abweichung zwischen den Kegelstumpfgeometrien und der idealisierten Sollgeometrie. Ein signifikanter Unterschied zwischen der IBU-Geometrie mit Gegendruck und der SPIF-Geometrie tritt im unteren Bereich des Kegelstumpfs auf. Bei der Geometrie mit Gegendruck und der kompensierten SPIF-Geometrie entspricht die umgeformte Geometrie im unteren Bereich nahezu der Sollgeometrie. Das SPIF-Bauteil zeigt eine ähnliche Geometrie im Zargenbereich des Bauteils, jedoch eine deutliche geometrische Abweichung im unteren Bereich am Übergang zwischen Zarge und Bodenbereich.

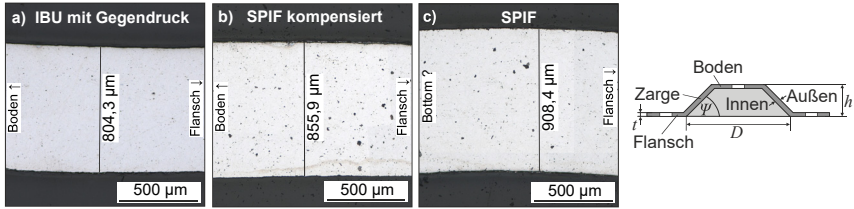


**Bild 6.8:** Geometrievergleich des Kegelstumpfs nach dem Ausspannen

**Blechdicke und Materialhärte**

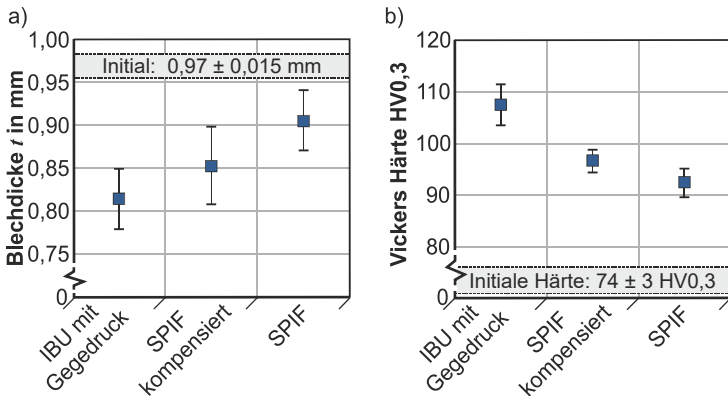
Eine Auswertung der Blechdicke erfolgt an der in der Mitte der ausgeformten Zarge, gegenüber den Zustellmarken. Alle Proben werden im ausgewählten Punkt in radialer

Richtung geschnitten. Aus diesem Bereich werden Blechstreifen (20 x 25 mm) entlang der Zarge herauspräpariert und für die Mikroskopie des Zargenquerschnitts kalteingebettet. Abbildungen der Querschnitte mit einer Darstellung der Blechdicke sind im **Bild 6.9** zu finden. Die Blechdickenwerte sind Mittelwerte aus drei Wiederholungsmessungen.



**Bild 6.9:** Blechdicke der IBU-Verfahrensvarianten in der Zarge

Ein Vergleich der Blechdicken in der Zarge für die drei Verfahrensvarianten ist im **Bild 6.10** zu sehen. Die experimentell gemessene initiale Blechdicke beträgt  $t_0 = 0,97 \pm 0,015$  mm. Bei allen Verfahrensvarianten erfolgt eine Reduzierung der Blechdicke in der Zarge. Die geringste Blechdickenreduktion von 6 % wird beim SPIF-Verfahren gegenüber der Ausgangsblechdicke festgestellt. Die Blechdickenreduktion von 15 % beim IBU-Prozess mit Gegedruck ist deutlich höher. Dennoch gibt es Überlappungen aufgrund von Messfehlern.



**Bild 6.10:** a) Blechdicke und b) Materialhärte der IBU-Verfahrensvarianten

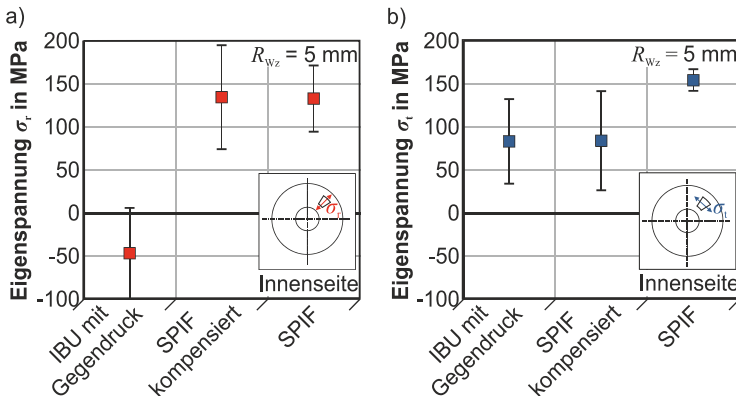
Neben der Blechdicke wird die Materialhärte im Querschnitt der Zarge mit der Vickershärte HV0,3 gemessen (Bild 6.10). Die Messpunkte der Materialhärte sind Mittelwerte von drei Messpunkten über dem Blechquerschnitt. Die initiale Materialhärte des Grundmaterials EN AW-5083 wurde experimentell mit  $74 \pm 3$  HV0,3 ermittelt. Nach dem

Umformprozess weisen alle Proben in der Umformzone eine deutlich höhere Materialhärte im Vergleich zur Ausgangsmaterialhärte auf. Die Probe mit der höchsten Blechausdünnung (IBU mit Gegendruck) zeigt die höchste Zunahme der Materialhärte von 31 %. In der Umformzone der SPIF-Probe tritt die geringste Materialverfestigung von 20 % auf.

### 6.1.2 Eigenspannungszustand

Der Eigenspannungszustand der umgeformten Bauteile wird experimentell mit XRD-Messungen in der Kegelstumpfzarge bestimmt (**Bild 6.11**). Jeder Messpunkt entspricht dem Mittelwert aus drei Messwiederholungen. Das Ausgangsmaterial kann als eigenspannungsfrei angenommen werden, da die gemessenen Eigenspannungen des Ausgangsmaterials vernachlässigbar klein sind ( $\sigma < 5$  MPa). Die Eigenspannungen aller drei Proben werden in der Mitte der Zarge auf werkzeugzugewandter und werkzeugabgewandter Seite bestimmt.

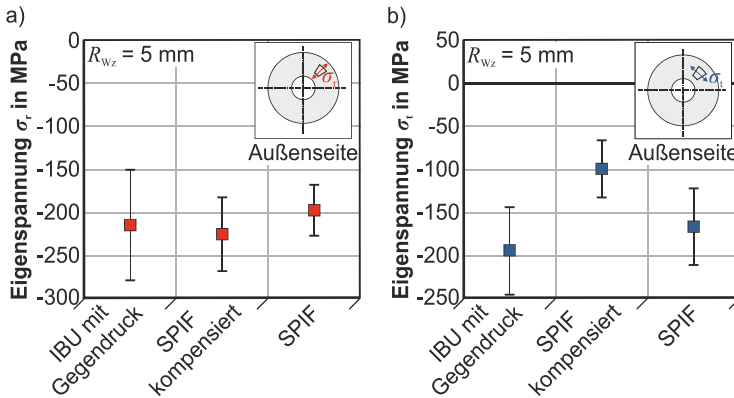
Die Eigenspannungen in radialer Richtung entlang der Bauteilzarge (**Bild 6.11a**) auf der werkzeugzugewandten Seite unterscheiden sich für die drei Verfahrensvarianten zum Teil erheblich. Auch unter Berücksichtigung der Messunsicherheit gibt es eine Verschiebung von Zugeigenspannungen zu Druckeigenspannungen zwischen dem IBU-Prozess mit Gegendruck und der vergleichbaren kompensierten SPIF-Geometrie. Die Zugeigenspannung für die SPIF-Geometrie und die kompensierte SPIF-Geometrie haben ähnliche Spannungsamplituden von  $\sigma_r = 130$  MPa. Bei dem druckspannungsüberlagerten Kegelstumpf treten werkzeugseitig in radialer Richtung signifikante Druckeigenspannungen ( $\sigma_r = -45$  MPa) auf.



**Bild 6.11:** Eigenspannungen (XRD) der Verfahrensvarianten in der Zargeninnenseite

Die werkzeugseitigen tangentialen Eigenspannungen  $\sigma_t$  (**Bild 6.11b**) sind bei allen drei Verfahrensvarianten Zugeigenspannungen. Die höchste Zugeigenspannung ist im SPIF-

Bauteilteil vorhanden und mit einer Eigenspannungsamplitude von  $\sigma_t = 155$  MPa zu beobachten. Der Betrag der Eigenspannungen in Bezug auf die vergleichbare kompensierte SPIF-Geometrie liegt in der gleichen Größenordnung wie die IBU-Probe mit Gegendruck. Alle gemessenen Eigenspannungszustände auf der werkzeugabgewandten Zargeninnenseite der Kegelstümpfe weisen Druckzugeigenspannungen auf (**Bild 6.12**). Die Eigenspannungen auf der werkzeugabgewandten Seite in radialer Richtung sind hohe Druckeigenspannungen in einem ähnlichen Druckeigenspannungsbereich um  $\sigma_r = 210$  MPa. Die Druckeigenspannungen in Umfangsrichtung sind für die IBU-Probe mit Gegendruck signifikant höher und nahe  $\sigma_t = 195$  MPa. Die vergleichbaren Spannungen der kompensierten SPIF-Geometrie sind vom Betrag niedriger und liegen nahe  $\sigma_t = -100$  MPa.

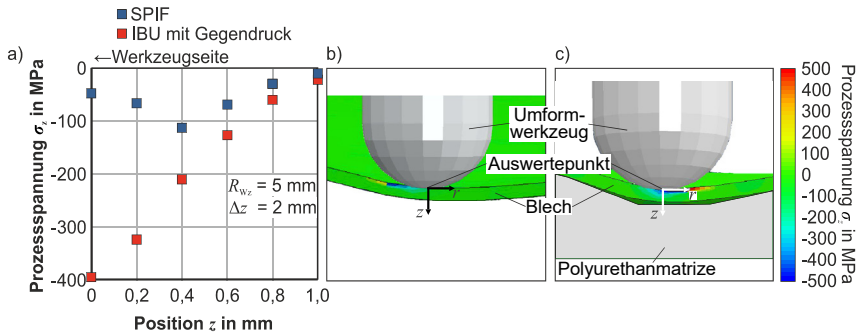


**Bild 6.12:** IBU mit Gegendruck Eigenspannungen

### 6.1.3 Eigenspannungsausbildung

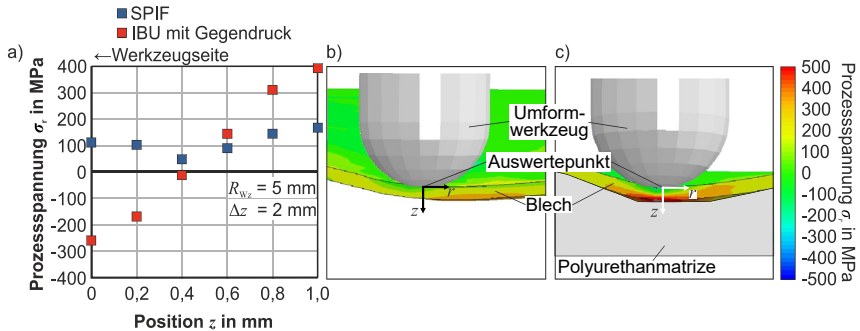
Der Einfluss der überlagerten Druckspannungen durch den Gegendruck der Polymermatrize während des Umformprozesses wird mithilfe des numerischen Modells analysiert. Der Gegendruck durch die Polyurethanmatrize ändert den Lastspannungszustand  $\sigma_z$  in Blechdickenrichtung (**Bild 6.13a**). Vor allem auf der werkzeugzugewandten Bauteilinnenseite werden die Druckspannungen im Querschnitt durch den zusätzlichen Gegendruck erhöht, was zu achtmal höheren Druckspannungen im Werkzeugeingriff führt. Die lokal begrenzte Umformzone des Prozesses kann durch die numerischen Ergebnisse gestützt werden. Die zusätzliche Abstützung durch die Polyurethanmatrize wirkt nur dort, wo sie durch das Umformwerkzeug lokal elastisch verformt wird (**Bild 6.13c**).





**Bild 6.13:** Lastspannung in Blechdickenrichtung b) SPIF und c) IBU mit Gegendruck

Eine Auswertung der Spannungen in radialer Richtung entlang der Kegelstumpfzarge zeigt im Vergleich zum SPIF-Verfahren für die IBU mit Gegendruck eine Erhöhung der Zuglastspannungen auf der werkzeugabgewandten Seite entlang der Zarge im gesamten Blechquerschnitt (**Bild 6.14c**). Hohe Druckspannungen  $\sigma_r$  zeigen sich in radialer Richtung unterhalb des Umformwerkzeugs.



**Bild 6.14:** Lastspannung in radialer Richtung b) SPIF und c) IBU mit Gegendruck

Hinsichtlich der Eigenspannungen weisen die SPIF-Probe und die kompensierte SPIF-Probe hohe Druckeigenspannungen auf der werkzeugabgewandten Zargenaußenseite auf, die nahe der Fließspannung des undefor mierten Halbzeugs liegen. Im Fall des IBU-Prozesses mit Gegendruck, bei dem eine flexible Polyurethanmatrize zur Überlagerung von Druckspannungen verwendet wird, zeigen sich signifikante Änderungen der Produkteigenschaften im Vergleich zu der nahezu identischen kompensierten Geometrie, die mittels SPIF hergestellt wurde. Aufgrund der höheren Umformkräfte (Bild 6.6), die benötigt werden, um die flexible Polyurethanmatrize elastisch zu komprimieren, sind bis zu 80 % höhere Prozesskräfte in  $z$ -Richtung im Vergleich zum SPIF-Prozess erforder-

derlich, um die gleiche Geometrie umzuformen. Darüber hinaus gibt es einen signifikanten Anstieg der  $F_x$ - und  $F_y$ -Prozesskräfte im Vergleich zu dem niedrigen Niveau dieser Kräfte im SPIF-Prozess. Die höheren Prozesskräfte und die zusätzliche Unterstützung durch die Matrize führen beim IBU-Prozess mit Gegendruck zu einer erhöhten Blechdickenreduktion in der Zarge von 15 %, bezogen auf die Ausgangsblechdicke. Durch diese Blechdickenreduktion ergibt sich eine 12 % höhere Materialverfestigung des Materials im Vergleich zum SPIF-Verfahren (kompensierte Geometrie). Diese höheren Kräfte führen im Prozess zu einer achtfach höheren Drucklastspannung in Blechdickenrichtung auf der werkzeugzugewandten Bauteilinnenseite (Bild 6.13). Diese zusätzlichen Druckspannungen sind vergleichbar mit der Kinematik eines Festwalzprozesses zur Kaltverfestigung der Randschichten und dem oberflächennahen Einbringen von Druckeigenspannungen. Zudem verdoppeln sich die Zuglastspannungen in radialer Richtung entlang der Bauteilzarge (Bild 6.14). Diese radialen Zuglastspannungen in der Bauteilzarge bewirken nach einer Entlastung und Rückfederung eine Einstellung von Druckeigenspannungen für diese Spannungskomponente (Emmens, 2009b). Hieraus resultieren aus den Zugeigenspannungen auf der werkzeugzugewandten Seite für den SPIF-Prozess und Druckeigenspannungen infolge des IBU-Prozesses mit Gegendruck für das gewählte Zustellinkrement  $\Delta z = 2\text{mm}$ . Diese Verschiebung von Zugeigenspannungen zu Druckeigenspannungen in radialer Richtung konnte durch experimentelle Eigenspannungsmessungen auf der werkzeugzugewandten Zargeninnenseite verifiziert werden (Bild 6.11). Die stärkere Plastifizierung beim IBU-Prozess mit Gegendruck ist ein zusätzlicher Faktor für die Einstellung höherer Eigenspannungsamplituden. Im Kapitel 5.3 konnte am einfachen Biegefall dargelegt werden, dass sich eine Blechdickenreduktion bei gleichzeitiger Materialverfestigung verstärkend auf die Eigenspannungsamplitude auswirkt. In Bezug auf die Eigenspannungen sind neben den erwarteten Druckspannungen auf der werkzeugabgewandten Zargenaußenseite insbesondere die Verschiebung von Zug- zu Druckeigenspannungen in der radialen Richtung auf der werkzeugzugewandten Innenseite ein vorteilhaftes Ergebnis für den IBU-Prozess mit Gegendruck im Vergleich zum SPIF-Prozess, da sich beidseitige Druckeigenspannungen quer zur Richtung der Rissinitiierung (Kapitel 7.2.1) positiv auf die Gestaltfestigkeit bei zyklischer Last auswirken. Im SPIF-Prozess ohne zusätzliche Teil-/Matrize ist es nicht möglich, durch eine reine Anpassung der Prozessparameter Druckeigenspannungen auf der werkzeugzugewandten Zargeninnenseite zu erzeugen.

#### 6.1.4 Prozessgrenzen

Der IBU-Prozess mit Gegendruck durch eine Polyurethanmatrize bietet den Vorteil die Flexibilität des inkrementellen Umformprozesses zu erhalten, ein wesentlicher Vorteil des SPIF im Vergleich zu vielen konventionellen Umformprozessen. Die elastische Deformation der Polyurethanmatrize durch das Umformwerkzeug ermöglicht eine lokale Unterstützung, ähnlich dem TPIF. Die Elastizität, Formtreue und die Materialhärte der

verwendeten Matrizen war bei den Versuchsdurchführungen im Rahmen dieser Arbeit stets gegeben. Ein messbarer Verlust an Materialhärte durch die Matrizenutzung konnte ausgeschlossen werden, da die Kompressibilität des Polyurethanmatrizenmaterials eine Prozessgrenze darstellt. Die maximale Einförmigkeit ist eine Restriktion für mögliche Werkstückgeometrien. Zur Untersuchung der maximalen Einförmigkeit wurden experimentell Kegelstumpfgeometrien (siehe Bild 6.4) mit drei unterschiedlichen Zustellinkrementen mit einer Kegelstumpfhöhe  $h = 6$  mm gefertigt. Es werden drei unterschiedliche Polyurethanhärten für die Untersuchung eingesetzt,  $72^\circ \pm 5$  Sh A,  $80^\circ \pm 5$  Sh A und  $90^\circ \pm 5$  Sh A. Es zeigt sich, dass für die gewählten Prozessparameterkombinationen eine Probenfertigung ohne Versagen und eine Ausformung der Kegelstümpfe mit einem Zustellinkrement  $\Delta z = 2$  mm bis zu einer Tiefe von  $h = 6$  mm für alle Matrizenhärtegrade möglich ist. Eine Reduktion des Zustellinkrements bewirkt nach Bild 4.27 eine Abnahme der Blechdicke in der Zarge. Es zeigt sich, dass für ein Zustellinkrement  $\Delta z \leq 2$  mm für den Matrizenhärtegrad  $90^\circ \pm 5$  Sh A eine Bauteilversagen auftritt. Es kommt zu Bodenreißen in Umfangsrichtung bei einer Zustellung  $\Delta z = 1$  mm für das letzte Zustellinkrement mit einer Höhe  $h = 6$  mm. Bei weiterer Reduktion des Zustellinkrements  $\Delta z = 0,5$  mm tritt der Bodenreißer aufgrund der Blechdickenabnahme in der Zarge ein Zustellinkrement früher auf, bei einer Höhe  $h = 5$  mm. Für die weiteren getesteten Prozessparameterkombinationen ist eine fehlerfreie Bauteilfertigung für eine Sollhöhe  $h = 6$  mm möglich (**Tabelle 6.2**).

**Tabelle 6.2:** Prozessfenster IBU mit Gegendruck

Materialhärte $H$	Zustellinkrement $\Delta z$		
	0,5 mm	1,0 mm	2,0 mm
$70^\circ$ Sh A	✓	✓	✓
$80^\circ$ Sh A	✓	✓	✓
$90^\circ$ Sh A	✗	✗	✓

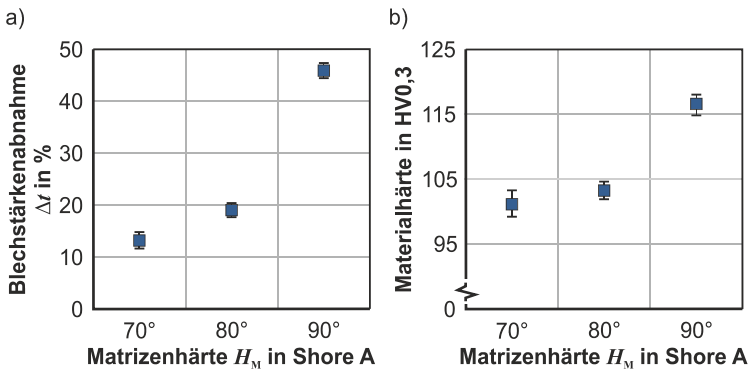
✓ = i. O.    ✗ = Riss

### Einfluss des Matrizenhärtegrades auf das Prozessergebnis

Die Funktionalität der IBU mit Gegendruck bei Verwendung einer flexiblen Polymermatrize mit einem Härtegrad  $72^\circ \pm 5$  Sh A konnte bereits belegt werden. Im Folgenden soll der Einfluss des Matrizenhärtegrades auf die Eigenspannungen gefertigter Kegelstumpfgeometrien analysiert werden. Hierzu werden geometrisch identische Kegelstümpfe mit einer finalen Höhe  $h = 4$  mm gefertigt, mit Gegendruck unter Verwendung

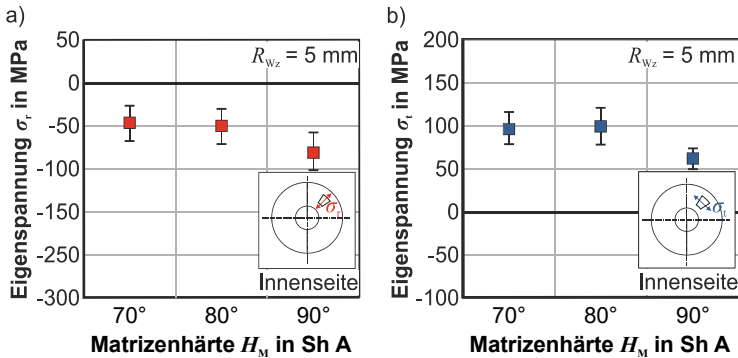
von Polyurethanmatrizen steigender Härte. Die Eigenspannungen in der Bauteilzarge werden experimentell durch XRD-Messungen an der Zargeninnenseite und Zargenaußenseite ermittelt.

Der im **Kapitel 6.1** verwendete experimentelle Prozessaufbau wird genutzt, um den Gegendruck durch Änderung des Matrizenhärtegrades zu variieren. Es werden drei verschiedene Matrizenhärtegrade mit ansteigender Härte  $72^\circ \pm 5$  Sh A,  $80^\circ \pm 5$  Sh A und  $90^\circ \pm 5$  Sh A, analysiert. Für alle Versuche wird ein Kegelstumpf mit Anfangsdurchmesser  $D = 65$  mm, einer Ist-Kegelhöhe  $h = 4$  mm und einem Zargenwinkel  $\psi = 45^\circ$  gefertigt. Die Prozessparameter bleiben konstant mit dem Zustellinkrement  $\Delta z = 2$  mm, dem Werkzeugradius  $R_{Wz} = 5$  mm und dem Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 300$  mm/min. Der Werkstoff ist Aluminium EN AW-5083 H111 mit einer initialen Blechdicke  $t_0 = 1$  mm. Für die Blechdicken- und Materialhärteanalyse wird in der Mitte der Kegelstumpfzarge ein Blechstreifen (20 x 25 mm) in radialer Richtung herausgetrennt. Die Querschnitte werden zur Blechdicken- und Härtemessung kalteingebettet. Eine optische Auswertung der Blechdicke erfolgt mittels Lichtmikroskop. Die Materialhärte wird im Probenquerschnitt mit Vickers HV<sub>0,3</sub> ermittelt. Die angegebenen Blechdicken- und Materialhärtewerte sind Mittelwerte dreier Messwiederholungsmessungen. Die initiale Blechdicke beträgt  $t_0 = 964$   $\mu\text{m}$ . Die moderate Blechdickenreduzierung in der Bauteilzarge von 13 % für den Matrizenhärtegrad  $70^\circ$  Sh A steigt mit zunehmendem Härtegrad an (**Bild 6.15**). Bei der  $90^\circ$ -Sh A ist die Blechdicke in der Bauteilzarge, im Vergleich zur initialen Blechdicke, um 47 % reduziert. Die Abnahme der Blechdicke bewirkt eine Kaltverfestigung mit einer Zunahme der Materialhärte des Bauteils. Die anfängliche Materialhärte des EN AW-5083 von  $75 \pm 3$  HV<sub>0,3</sub> nimmt in der Zarge mit dem verwendeten Matrizenhärtegrad zu. Im Vergleich zur Matrize mit dem geringsten Matrizenhärtegrad bewirkt die Blechausdünnung für den höchsten Matrizenhärtegrad ( $90^\circ$  Sh A) zu einer um 64 % erhöhten Materialhärte in der Zarge. Durch die rotationssymmetrische

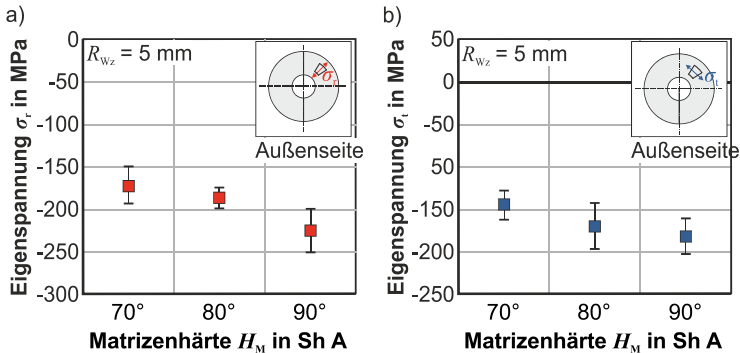


**Bild 6.15:** Einfluss der Matrizenhärte auf a) Blechdickenänderung und b) Materialhärte des Blechs

Geometrie des Bauteils sind die Eigenspannungen in der Bauteilzarge in Umfangsrichtung homogen verteilt. Die Eigenspannungen werden in der Zargenmitte auf der werkzeugzugewandten Innenseite und auf der werkzeugabgewandten Außenseite mittels XRD ausgewertet (**Bild 6.16**). Die Eigenspannungsamplituden auf der Innenseite der Zarge entwickeln sich mit zunehmender Matrizenhärte in den Druckspannungsbereich (Bild 7). Die vergleichsweise geringe Druckeigenspannung in radialer Richtung für den geringsten Matrizenhärtegrad steigert sich mit zunehmender Matrizenhärte (Abb. 7a). Die vergleichsweise hohen Zugeigenspannungen  $\sigma_t$  in Umfangsrichtung werden um 50 MPa reduziert.



**Bild 6.16:** Tangentiale Eigenspannung in Abhängigkeit der Matrizenhärte



**Bild 6.17:** Tangentiale Eigenspannung in Abhängigkeit der Matrizenhärte

Für die werkzeugabgewandte Zargenaußenseite werden an der gleichen Messstelle Druckeigenspannungen für alle Bauteile gemessen (**Bild 6.17**). Die Druckeigenspannungen in radialer und tangentialer Richtung liegen in einer ähnlichen Größenordnung. Beide Eigenspannungskomponenten nehmen mit zunehmendem Matrizenhärtegrad zu,

sodass für den Matrizenhärtegrad 90° Sh A die Eigenspannungen um bis zu 22 % gesteigert werden können.

Die gemessenen Eigenspannungen bewegen sich mit zunehmendem Matrizenhärtegrad in Richtung Druckeigenspannungen. Die beobachteten Änderungen der Eigenspannungen lassen sich durch den Effekt der Blechdickenabnahme und den veränderten Spannungszustand durch die Matrize erklären. Die übermäßige Blechdickenabnahme mit zunehmendem Matrizenhärtegrad (Bild 6.15a) wird durch ein stärkeres Biegen des Materials in radialer Richtung um das Umformwerkzeug verursacht (Emmens, 2009b). Ein Anstieg der Matrizenhärte erhöht die Dehnung in der Zarge und verursacht eine Blechdickenabnahme mit einhergehender Materialverfestigung. Die höhere Zuglastspannung in Kombination mit der höheren Verfestigung reduziert die Zugeigenspannungen und erhöht die Druckeigenspannungen im Bauteil nach der Entlastung.

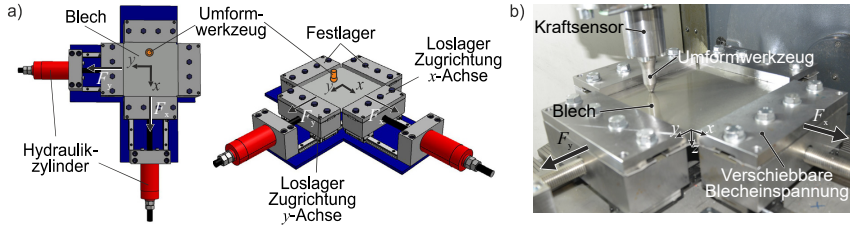
## 6.2 Zugspannungsüberlagerung

Die Konstruktion und Einrichtung des experimentellen Aufbaus zur zugspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung entstammen den studentischen Arbeiten von M. Borek: „Prozesserweiterung zur zugspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung“ und T. Hainmann: „Einrichtung eines Versuchsaufbaus zur Zugspannungsüberlagerung in der inkrementellen Blechumformung“. Teile der in diesem Kapitel gezeigten Ergebnisse sind entstanden im Rahmen der Masterarbeit von P. Sauerwald: „Analyse von Eigenspannungen in Bauteilen, hergestellt durch zugspannungsüberlagerte inkrementelle Blechumformung“.

### Prozessbeschreibung

Für das zugspannungsüberlagerte inkrementelle Umformen kommt zusätzlich zu dem Equipment des SPIF-Prozesses ein Spannrahmen zum Einsatz, zur Überlagerung von Zugspannungen in der Blechebene während des Umformprozesses (**Bild 6.18a**). Statt der starren Einspannung des SPIF Verfahrens mit Klemmrahmen wird der Aufbau um eine horizontal verschiebbare Einspannung erweitert. Je Achse gibt es ein starres und ein verfahrbares Einspannelement. Die beiden verfahrbaren Einspannungen können unabhängig voneinander durch Hydraulikzylinder auf einer Führung in  $x$ -Richtung bzw.  $y$ -Richtung bewegt werden. Der Umformbereich wird durch den Spannrahmen nicht beeinflusst. Der Aufbau ist auf dem Maschinentisch in einer DMG Mori DMU 50 5-Achs-Fräsmaschine montiert, sodass die Werkzeugbewegung von der CNC-Steuerung der Fräsmaschine ausgeführt wird. Die Prozesskräfte werden von einem 3-Komponenten-Kraftsensor an der Werkzeugaufnahme gemessen (**Bild 6.18b**). Die Prozessparameter setzen sich zusammen aus dem Werkzeugradius  $R_{Wz} = 7,5$  mm, einem äquidistanten Zustellinkrement  $\Delta z = 1,875$  mm, einer Werkzeugrotation  $\theta = 300$  min<sup>-1</sup> und einer Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 600$  mm/min. Als Halbzeuge werden lasergeschnittene Aluminiumbleche EN AW-5083 H111 mit einer initialen Blechdicke  $t_0 = 1,0$  mm verwendet.

Die symmetrischen kreuzförmigen Proben haben einen quadratischen Umformbereich mit der Abmessung 205 x 205 mm. Die Referenzgeometrie ist ein Kegelstumpf mit einem Anfangsdurchmesser der  $D = 150$  mm mit einem Zargenwinkel  $\Psi = 40^\circ$ . Die Soll-Kegelstumpfhöhe beträgt  $h = 33,75$  mm. Die Soll-Kegelstumpfhöhe beträgt



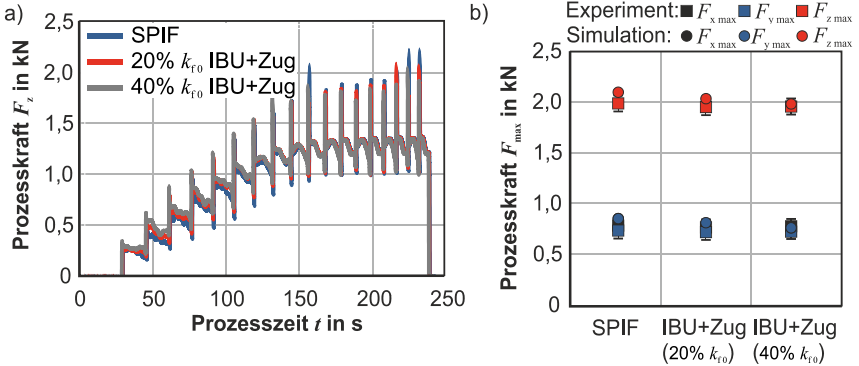
**Bild 6.18:** Zugspannungsüberlagerter IBU-Prozess

$h = 33,75$  mm. Den Versuchen mit Zugspannungsüberlagerung werden vergleichende Versuche ohne Zugspannungsüberlagerung, ähnlich dem SPIF-Prozess gegenübergestellt. Die Zugspannungsüberlagerung erfolgt biaxial mit zwei unterschiedlichen Konfigurationen. Eine initiale Zugspannung in Blechebenenrichtung mit  $\sigma_{Zug 1} = 35,6$  MPa, ein Wert, dem 21,6 % der Anfangsfließspannung des Werkstoffs EN AW-5083 entspricht und als zweite Konfiguration eine initiale Zugspannung in Blechebenenrichtung  $\sigma_{Zug 2} = 71,2$  MPa, ein Wert, dem 43,2 % der Anfangsfließspannung des Werkstoffs entspricht. Die biaxiale Vorspannung wird während des gesamten Umformprozess konstant gehalten.

### 6.2.1 Prozessmodellierung und Prozessanalyse

Das numerische Prozessmodell entspricht im Wesentlichen dem beschriebenen Modell des SPIF-Prozesses in Abaqus. Das numerische Modell besteht aus drei Schritten. Im ersten Step wird eine Zugspannung als Flächenlast auf den Randelementen der Blechquerschnittsfläche aufgebracht. Der zweite Schritt beinhaltet das explizit zeitintegrierte Prozessmodell. In einem impliziten dritten Schritt wird der Ausspannvorgang numerisch nachgebildet. Qualitativ zeigen die experimentellen Prozesskräfte in  $z$ -Richtung des zugspannungsüberlagerten IBU-Prozesses (IBU+Zug) und SPIF-Prozesses das gleiche Verhalten im Verlauf der 18 Zustellinkremente (**Bild 6.19a**). Die maximalen Prozesskräfte für alle drei  $x$ -,  $y$ -,  $z$ -Kraftkomponenten sind Mittelwerte dreier Prozesswiederholungen (**Bild 6.19b**). Die maximal gemessenen Prozesskräfte  $F_z$  liegen für alle Prozessvarianten auf einem ähnlichen Niveau ( $F_{z \text{ SPIF}} = 1,98$  kN,  $F_{z 20 \% kf} = 1,96$  kN,  $F_{z 40 \% kf} = 1,95$  kN). Die Prozesskräfte in  $x$ - und  $y$ -Richtung sind 70 % kleiner als die Umformkräfte in  $z$ -Richtung. Die Auswertung der Prozesskräfte des numerischen Prozessmodells erfolgt unterhalb des Umformwerkzeugs. Ein Vergleich aller drei Prozessvarianten zeigt das gleiche qualitative und quantitative Verhalten der experimentellen und numerischen Auswertung (**Bild 6.19b**). Die Prozesskräfte nehmen mit zunehmender

Zugspannungsüberlagerung leicht ab. Die maximalen Umformkräfte in x- und y-Richtung sind aufgrund des achssymmetrischen Prozessaufbaus bei jeder Verfahrensvariante exakt gleich.

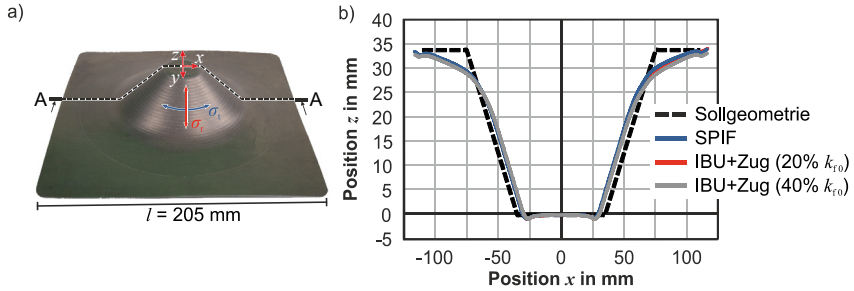


**Bild 6.19:** Prozesskraftvergleich zugspannungsüberlagerte IBU

Mit dem 3D-Digitalisierer ATOS II der Fa. GOM werden die gefertigten Komponenten digitalisiert und mit der Software ATOS Professional V8 SR1 geometrisch ausgewertet (**Bild 6.20a**). Die Geometrien im Vergleich zur idealisierten Sollgeometrie (CAD) sind im **Bild 6.20b** für die zugspannungsüberlagerte Komponente (IBU+Zug) und die SPIF Komponente aufgetragen. Ein Vergleich der Schnitte A-A ist aufgrund der axialsymmetrischen Charakteristik der Kegelgeometrie repräsentativ für die gesamte Kegelgeometrie. Ein Vergleich der Schnitte aller drei Verfahrensvarianten zeigt eine große Übereinstimmung im Zargen- und Bodenbereich des umgeformten Kegelstumpfs. Bezüglich des Flanschbereichs gibt es leichte Abweichungen zwischen den Verfahrensvarianten. Hinsichtlich der Zielgeometrie erfüllen alle Verfahrensvarianten die Zielgeometrie im Boden- und Zargenbereich mit leichten Abweichungen aufgrund von Rückfederungseffekten. Der Flanschbereich weist die für SPIF-Komponenten erwarteten großen Abweichungen gegenüber der Sollgeometrie auf, aufgrund der fehlenden Abstützung des Flanschbereichs der ersten Zustellungen zu Prozessbeginn.

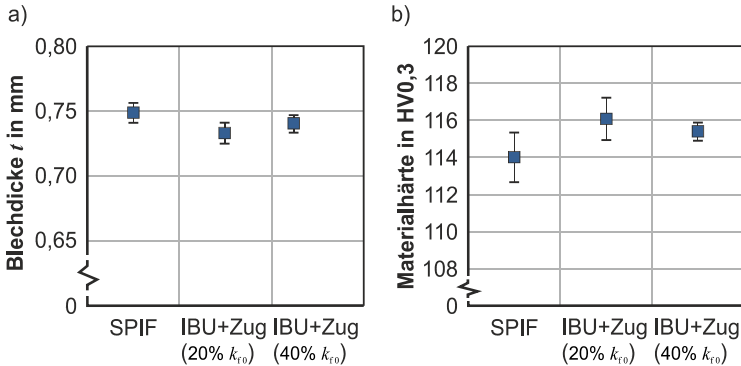
Die Blechdicken- und Materialhärteanalyse erfolgt in der Zargenmitte  $h/2 = 16,875$  mm gegenüber der Zustellmarke. Blechstreifen (20 x 25 mm) werden in radialer Richtung aus der Zarge präpariert und für eine Mikroskopie kalteingebettet. Die dargestellten Blechdicken sind Mittelwerte von drei Messwiederholungen (**Bild 6.21a**). Die initiale Blechdicke des Halbzeugs beträgt  $t_0 = 0,964$  mm. Die in der Zarge gemessene Blechdickenreduktion ist absteigend mit zunehmender Zugspannungsüberlagerung. Die resultierende Blechdicke für den SPIF-Prozess ist gleich dem analytischen Wert ( $t_{analytisch} = 0,74$  mm) berechnet nach dem Sinusgesetz für Kegelstümpfe mit einem Zargenwinkel  $\psi = 40^\circ$ .





**Bild 6.20:** Geometrievergleich zugspannungsüberlagerte IBU

Die Materialhärte wird im Querschnitt der Kegelstumpfzarge nach Vickers-Härte HV<sub>0,3</sub> gemessen (**Bild 6.21b**). Alle Härtewerte sind Mittelwerte aus drei Wiederholungsmessungen. Die initiale Materialhärte des Halbzeugs beträgt  $74 \pm 3$  HV<sub>0,3</sub>. Alle Proben weisen nach den Umformprozessen eine deutlich höhere Materialhärte zwischen 114 und 116 HV<sub>0,3</sub> in der Umformzone auf. Ein Vergleich der Materialhärte der Verfahrensvarianten zeigt entsprechend der Blechdickenabnahme eine steigende Materialhärte mit sinkender Blechdicke. Eine Reduktion der Blechdicke geht einher mit einer Kaltverfestigung des Materials, die eine steigende Materialhärte bewirkt.

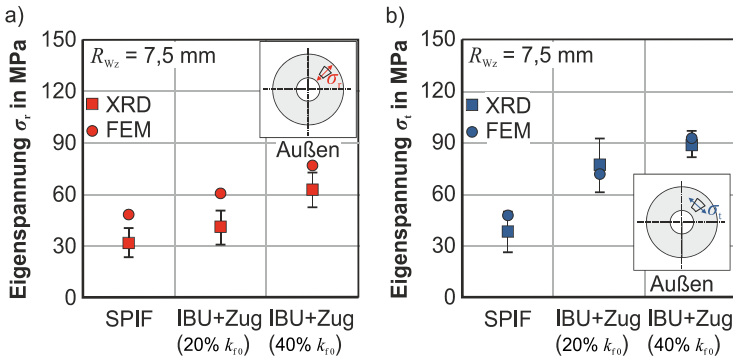


**Bild 6.21:** Härte und Blechdicke zugspannungsüberlagerte IBU

### 6.2.2 Eigenspannungszustand

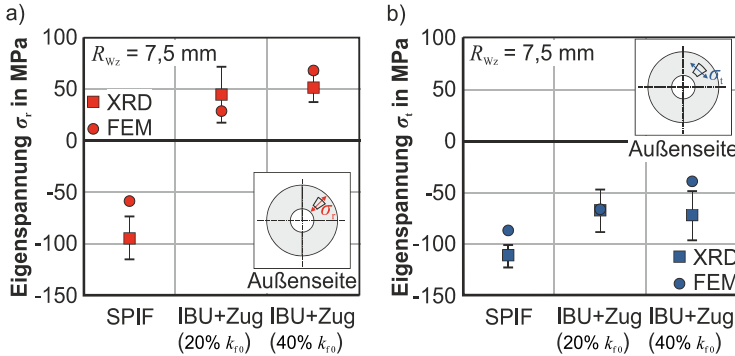
Eine Auswertung der experimentell gemessenen Eigenspannungen in der Mitte der Bauteilzarge erfolgt (**Bild 6.20a**) in radialer und tangentialer Richtung auf der werkzeugzugewandten Innenseite und der werkzeugabgewandten Innenseite (**Bild 6.22**). Die Auswertung der Eigenspannungen des numerischen Modells entspricht der experimentellen Anordnung. Die Eigenspannungen in radialer Richtung auf der Zargeninnenseite sind

im Zugspannungsbereich (**Bild 6.22a**). Die Zugeigenspannungen nehmen mit zunehmender überlagerter Zugspannung monoton zu. Die radialen Eigenspannungen für den SPIF-Prozess  $\sigma_r = 33 \pm 7$  MPa werden bei einer Überlagerung mit einer biaxialen Zugspannung von 20 % der initialen Fließspannung um 25 % und bei einer Erhöhung um 40 % der initialen Fließspannung um 49 % erhöht (**Bild 6.22b**). Die Eigenspannungen in tangentialer Richtung  $\sigma_t = 42 \pm 11$  MPa beim SPIF werden mit einer Zugspannungsüberlagerung von 20 % der initialen Fließspannung um 47 % und bei einer Überlagerung von 40 % der initialen Fließspannung um 57 % erhöht. Die numerischen Ergebnisse zeigen quantitativ und qualitativ das gleiche Verhalten.



**Bild 6.22:** Eigenspannung Kegelstumpffinnenseite zugspannungsüberlagerte IBU

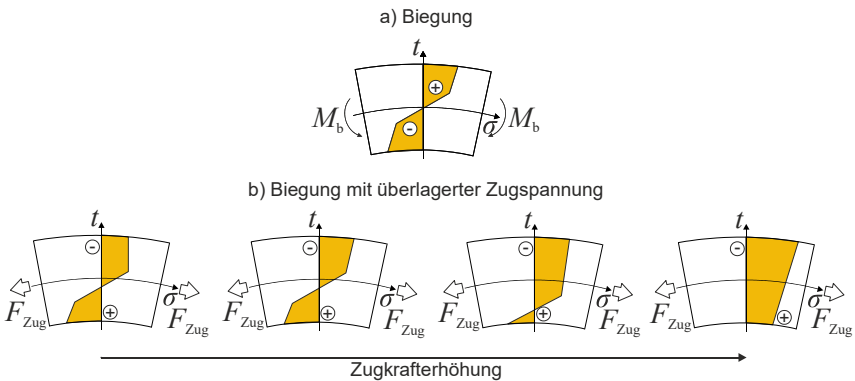
Eine Auswertung der Eigenspannungen in radialer und tangentialer Richtung auf der werkzeugabgewandten Außenseite ist im **Bild 6.23** dargestellt. Die Eigenspannungen in radialer Richtung auf der Außenseite sind Druckeigenspannungen in Höhe von  $\sigma_r = -89 \pm 19$  MPa für den SPIF-Prozess (**Bild 6.23a**). Die Eigenspannungen werden mit zunehmender überlagerter Zugspannung monoton in den Zugbereich verschoben. Auf der Außenseite kommt es für eine Zugspannung von 20 % der initialen Fließspannung zu einem Vorzeichenwechsel von Druckeigenspannung zu Zugeigenspannung im Vergleich zu den SPIF-Eigenspannungen auf der Außenseite in radialer Richtung. Die tangentialen Druckeigenspannungen auf der Bauteilaußenseite für den SPIF-Prozess in Höhe von  $\sigma_c = -112 \pm 11$  MPa (**Bild 6.23b**) nehmen mit zunehmender biaxialer Zugspannung ab. Die numerischen Ergebnisse zeigen quantitativ und qualitativ das gleiche Verhalten.



**Bild 6.23:** Eigenspannung Kegelstumpfaußenseite zugspannungsüberlagerte IBU

**6.2.3 Eigenspannungsausbildung**

Für ein Verständnis des Spannungszustands der zugspannungsüberlagerten IBU wird im Folgenden zur Vereinfachung die Zugspannungsüberlagerung am einfachen Biegefall mit überlagerter Zugspannung für einen elastisch-idealplastischen Werkstoff entsprechend Taleb Araghi (2011) erläutert (**Bild 6.24**). Wird ein Segment im einfachen Biegefall durch ein Biegemoment  $M_b$  plastisch verformt, stellen sich unter Last am Innenbogen Druckspannungen und am Außenbogen Zugspannungen ein (**Bild 6.24a**). Die Spannungen kehren sich nach einer Entlastung um, und es resultieren am Innenbogen Zugeigenspannungen und am Außenbogen Druckeigenspannungen. Wird eine überlagerte Streckung des gebogenen Segments unter Einbeziehung der Zugkraft  $F_{Zug}$  betrachtet, zeigt sich der Fall einer Biegung mit überlagerter Streckung (**Bild 6.24b**). Infolge



**Bild 6.24:** Spannungszustand beim zugspannungsüberlagerten Biegen am Bogensegment (nach Taleb Araghi, 2011)

einer Zugspannungserhöhung werden die Zugspannungen des Außenbogens kontinuierlich in Richtung des Innenbogens verschoben, wodurch die Druckspannungen am Innenbogen schrittweise abnehmen, während der Querschnitt vollständig plastifiziert (Bild 6.24b, rechte Abbildung). Bei Entlastung des Biegesegments stellen sich mit zunehmender Zugspannungsüberlagerung im Belastungsfall reduzierte Druckeigenspannungen am Innenbogen und verstärkte Zugeigenspannungen am Außenbogen ein. Im Fall der vollständigen Plastifizierung bei ausreichend hohen überlagerten Zugspannungen können sich beidseitige Zugeigenspannungen nach der Entlastung einstellen.

### 6.3 Zusammenfassung und Fazit

In diesem Kapitel wurden zur Überwindung der Prozessgrenzen des SPIF-Prozesses zur gezielten Eigenspannungseinstellung zwei Konzepte zur spannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung implementiert und deren Einfluss auf die Eigenspannungsbildung analysiert. Die Konzepte beinhalten eine Prozesserweiterung zur druckspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung mit einer flexiblen, geometrieunabhängigen Elastomermatrix sowie eine Prozesserweiterung zur Zugspannungsüberlagerung über der Blechebene.

Für die Analyse der Prozesserweiterung zur druckspannungsüberlagerten inkrementellen Blechumformung können die folgenden Ergebnisse konstatiert werden:

- Der Einsatz einer flexiblen Matrize führt zu einer 22 %-igen Erhöhung der maximalen Umformkraft der  $z$ -Komponente. Eine höhere Blechstärkenabnahme bewirkt eine, im Vergleich zum SPIF-Prozess 11 % höhere Materialverfestigung.
- Eine Verbesserung der Geometriegenauigkeit zeigt sich beim Einsatz der Polyurethanmatrize im Bodenbereich der Geometrie.
- Ein Vergleich zweier geometrisch identischer Kegelstumpfgeometrien, die mittels SPIF und IBU mit Gegendruck gefertigt wurden, zeigen für den Prozess mit flexibler Matrize eine Abnahme von Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite. Eine Einstellung beidseitiger Druckeigenspannungen auf Zargeninnen- und Zargenaußenseite ist, im Gegensatz zum SPIF-Prozess, realisierbar ist.
- Der Einfluss des Matrizenhärtegrades (Polyurethan 70° Sh A, 80° Sh A und 90° Sh A) auf die Eigenspannungen von Kegelstumpfgeometrien wurde analysiert. Eine Zunahme des Matrizenhärtegrades bewirkt eine steigende Blechdickenabnahme bei gleichzeitiger Materialverfestigung. Auf der Zargeninnen- und Zargenaußenseite ist eine Verschiebung der Eigenspannung in den Druckbereich mit zunehmender Werkzeughärte zu beobachten.

Für die Prozesserweiterung zur biaxialen Zugspannungsüberlagerung über die Blechebene während der inkrementellen Umformung können die folgenden Ergebnisse konstatiert werden:

- Mit steigender Zugspannungsüberlagerung wird die maximale Prozesskraft reduziert.
- Die Blechdicke wird infolge einer Zugspannungsüberlagerung reduziert, wodurch die Materialhärte in der Zarge ansteigt.
- Im Vergleich zum SPIF-Prozess werden Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite mit steigender Zugspannungsüberlagerung für beide Eigenspannungskomponenten erhöht.
- Die Druckeigenspannungen auf der Bauteilaußenseite werden durch eine Zugspannungsüberlagerung reduziert und in Richtung des Zugspannungsbereichs verschoben. Bei ausreichend hoher Zugspannungsüberlagerung werden die Druckeigenspannungen in radialer Richtung in den Zugeigenspannungsbereich verschoben, wodurch beidseitige Zugeigenspannungen im Bauteil eingestellt werden können.

Durch die Prozessweiterungen ist der Nachweis erfolgt, dass durch den inkrementellen Umformprozess für das betrachtete Material und die gewählte Geometrie eine gezielte Einstellung von Druck- bzw. Zugeigenspannungen möglich ist, die über die Prozessgrenzen einer reinen Variation des Zustellinkrementes bzw. des Werkzeugradius hinausgeht. Eine flexible Anpassung des Eigenspannungszustands an einen gegebenen Belastungszustand ist somit gegeben.

## 7 Stabilität und Leistungsfähigkeit

In den vorangegangenen Kapiteln konnte der Nachweis einer gezielten Eigenspannungseinstellung im Bauteil erbracht werden. Für die Nutzbarkeit der Erkenntnisse ist sowohl die Frage nach der Stabilität der Eigenspannungen im Bauteil infolge einer Bauteilnachbearbeitung als auch der Einfluss der umformtechnisch induzierten Eigenspannungen auf die Bauteilleistungsfähigkeit von essenzieller Bedeutung. In experimentellen Arbeiten wird zunächst der Einfluss einer mechanischen Bearbeitung infolge eines Randbeschnitts auf Geometrie und Eigenspannungen analysiert. Es folgt eine Analyse der Leistungsfähigkeit gefertigter Komponenten durch Gestaltfestigkeitsuntersuchungen in Abhängigkeit des Eigenspannungszustands.

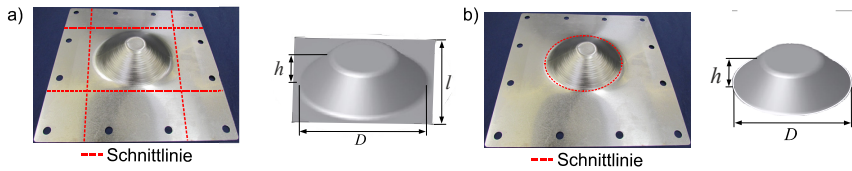
### 7.1 Stabilität der Eigenspannungen

Die feste Einspannung der Randbereiche des Halbzeugs während der Umformung ist eine wesentliche Prozesscharakteristik der inkrementellen Umformung. Die inkrementell gefertigten Bauteile weisen daher einen Flansch auf, der zum Einspannen des Bauteils während der Umformung benötigt wird. Zur Weiterverarbeitung des Bauteils können sich dem Umformprozess nachgelagerte Schneidprozesse anschließen, um das Bauteil vom Flansch zu trennen. Um das volle Potenzial der gezielt eingebrachten Eigenspannungen im späteren Bauteileinsatz nutzen zu können, muss die Stabilität der Eigenspannungen im Bauteil auch nach einem Randbeschnitt infolge eines nachgelagerten Verarbeitungsschrittes geklärt werden.

Teile der in diesem Kapitel gezeigten Ergebnisse sind entstanden im Rahmen der Bachelorarbeit von C. Schreiner: „Analyse des Einflusses nachgelagerter Schneidprozesse auf den Eigenspannungszustand inkrementell umgeformter Blechbauteile“.

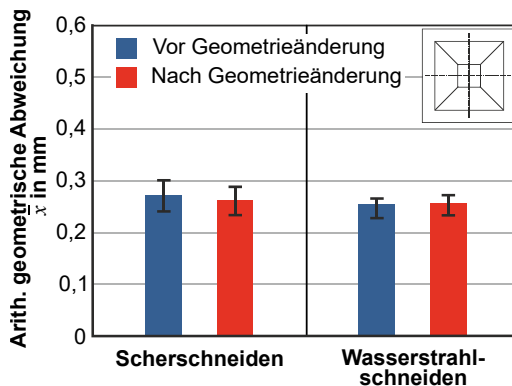
#### 7.1.1 Geometrieänderung durch Randbeschnitt

Im Rahmen einer experimentellen Versuchsreihe wird der Einfluss eines Trennvorgangs auf den Eigenspannungszustand inkrementell hergestellter Bauteile ermittelt. Zudem soll der Einfluss des verwendeten Trennverfahrens auf den Eigenspannungszustand ermittelt werden. Hierzu werden die drei konventionellen Trennverfahren Scherschneiden, Laserschneiden und Wasserstrahlschneiden miteinander verglichen. Die aus dem mechanischen Trennverfahren resultierende geometrische Änderung der Probe und der Einfluss auf den Eigenspannungszustand wird hierzu ermittelt. Bei dem Trennverfahren des Laserschneidens kommt der thermische Eintrag in das Bauteil hinzu. Zur Analyse werden Kegelstumpf- und Pyramidenstumpfe herangezogen mit einer Sollhöhe  $h = 45$  mm und einem Zargenwinkel  $\psi = 40^\circ$ . Die Grundfläche für die Kegelstumpfe hat einen Durchmesser  $D = 150$  mm, die quadratische Grundfläche der Pyramidenstumpfe hat eine Kantenlänge von  $l = 150$  mm. Das Halbzeug aus EN AW-5083 hat eine Abmessung



**Bild 7.1:** Randbeschnitt

von 230 x 230 mm mit einer initialen Blechdicke von  $t_0 = 1$  mm. Die Proben werden mittels SPIF-Verfahren mit den identischen Prozessparametern mit einem Werkzeugradius  $R_{Wz} = 5$  mm und einem Zustellinkrement  $\Delta z = 1$  mm verwendet. Eine Analyse der Geometrie nach dem Fertigungsprozess erfolgt mittels 3-D-Digitalisierer ATOS II der Fa. GOM unter Verwendung der Software GOM ATOS Professional V8 SR1. Die Probengeometrie wird im ausgespannten Zustand vermessen und mit der CAD-Soll-Geometrie verglichen. Die geometrische Abweichung entspricht hierbei dem Abstand zwischen der Ist-Geometrie und der CAD-Geometrie in Oberflächennormalenrichtung. Nach der Analyse von Eigenspannungen und Geometrie vor dem Trennprozess werden die Pyramidenstümpfe mittels Scherschneiden bzw. Wasserstrahlschneiden mit geraden Schnittlinien vom Flansch getrennt (**Bild 7.1a**). Die Kegelstümpfe werden durch Wasserstrahlschneiden bzw. Laserschneiden mit einer kreisrunden Schnittlinie vom Flansch getrennt (**Bild 7.1b**). Eine Auswertung der geometrischen Abweichung von Soll- und Ist-Geometrie zeigt für die Pyramidenstümpfe die höchste geometrische Genauigkeit in den Seitenflächen nahe dem Bodenbereich (**Bild 7.3**), insbesondere in den Eckbereichen, als Übergänge zwischen den Mantelflächen. Diese Abweichung ergibt sich aus dem gewählten Umformwerkzeug mit einem Werkzeugradius  $R_{Wz} = 5$  mm, mit dem die Ausformung der notwendigen kleinen Radien begrenzt ist. Des Weiteren ergibt sich eine hohe geometrische Ungenauigkeit an den Randbereichen als Übergang zwischen



**Bild 7.2:** Geometrische Abweichung der Pyramidengeometrie am Eigenspannungsmesspunkt

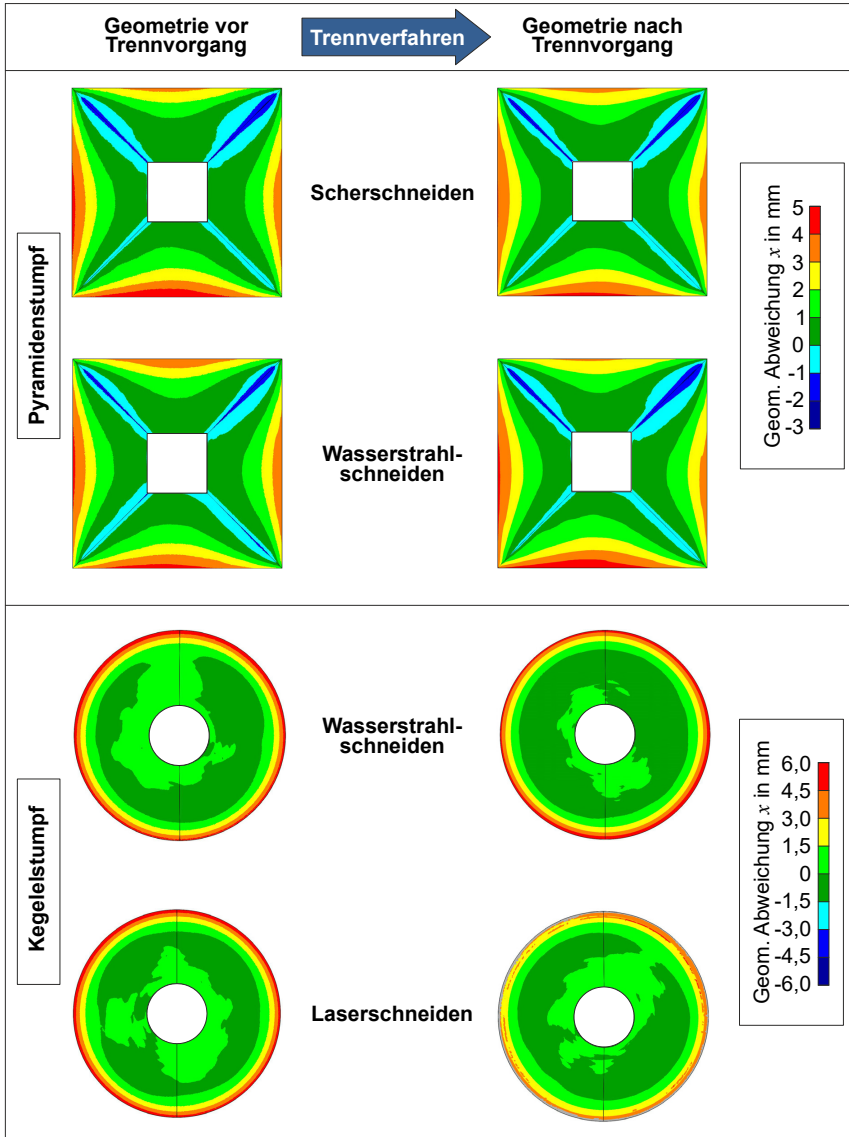
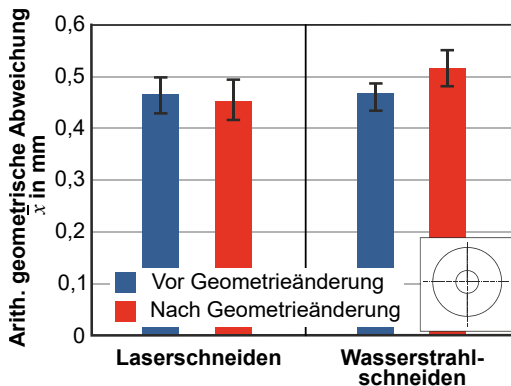


Bild 7.3: Geometrieänderung infolge des Trennprozesses



Mantelfläche und Flansch. Diese resultiert aus der Biegung des Halbzeuges entlang der Eigenspannung zu Beginn des Umformprozesses. Eine Analyse der mittleren arithmetischen geometrischen Abweichung zeigt für den Zustand nach der inkrementellen Umformung einen Wert von  $\bar{x} = 0,28$  mm (**Bild 7.2**). Für die geometrische Abweichung nach dem Trennverfahren ergibt sich für das Scherschneiden mit  $\bar{x} = 0,27$  mm bzw. für das Wasserstrahlschneiden mit  $\bar{x} = 0,28$  mm kein signifikanter geometrischer Unterschied, der durch den Randbeschnitt resultiert.

Die Kegelstumpfgeometrie weist mit einer mittleren geometrischen Abweichung von  $\bar{x} = 0,47$  mm nach der Umformung grundsätzlich eine höhere geometrische Abweichung zwischen Soll- und Ist-Geometrie auf. Dies ist bedingt durch die geringere geometrische Stabilität der rotations-symmetrischen Kegelstumpfgeometrie und die daraus resultierenden höheren Rückfederungseffekte. Eine Auswertung der Geometrie nach dem Randbeschnitt zeigt mit einer mittleren geometrischen Abweichung von  $\bar{x} = 0,45$  mm keine signifikante Änderung (**Bild 7.4**). Die wasserstrahlgeschchnittene Kegelstumpfprobe weist mit einer mittleren geometrischen Abweichung von  $\bar{x} = 0,52$  mm eine um 13 % geringere geometrische Genauigkeit aus.

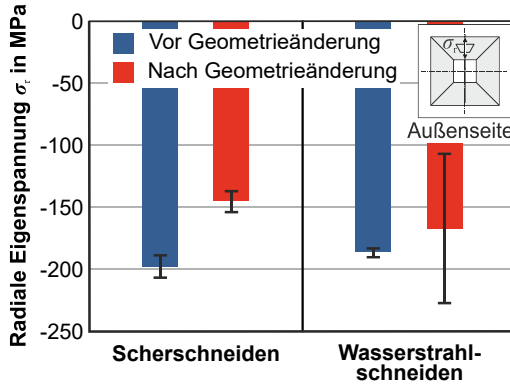


**Bild 7.4:** Geometrische Abweichung der Kegelstumpfgeometrie am Eigenspannungsmesspunkt

### 7.1.2 Eigenspannungsänderung durch Randbeschnitt

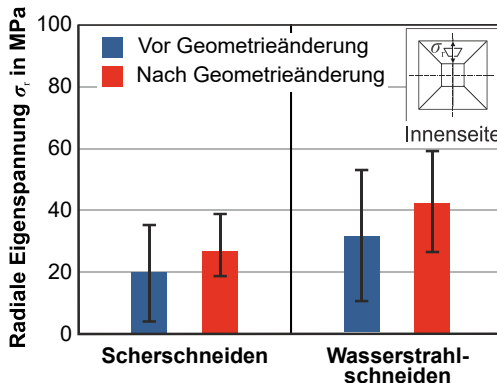
Eine Analyse der Eigenspannungsänderung infolge des Randbeschnitts erfolgt durch eine Eigenspannungsbestimmung in der Mitte der Pyramidenstumpfzarge ( $h/2 = 22,5$  mm) auf der Innen- und Außenseite. Die gemessenen Eigenspannungen nach der Bauteilfertigung werden mit den Eigenspannungen im selben Messpunkt nach dem Randbeschnitt verglichen. Es werden die Eigenspannungen in radialer Richtung  $\sigma_r$  orthogonal zur Werkzeugvorschubrichtung ausgewertet. Die Messwerte sind Mittelwerte aus jeweils drei Einzelmessungen. Auf der Bauteilaußenseite der Pyramidenstümpfe

sind vor dem Randbeschnitt Druckeigenspannungen in einer Höhe von im Mittel  $\sigma_r = 183 \text{ MPa}$  zu messen (**Bild 7.5**). Nach dem Randbeschnitt durch Scherschneiden sind um 22 % reduzierte Druckeigenspannungen auf der Bauteilaußenseite verblieben. Der Randbeschnitt durch Wasserstrahlschneiden reduziert die Druckeigenspannungen auf der Außenseite um 9 %.



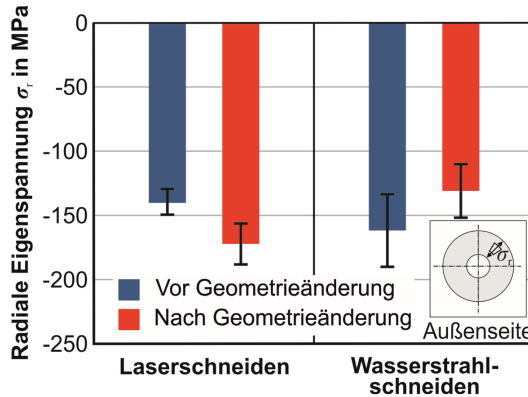
**Bild 7.5:** Experimentell bestimmte Eigenspannung des Pyramidenstumpfs (außen)

Auf der Zargeninnenseite der Pyramidenstümpfe können in tangentialer Richtung Zugeigenspannungen auf einem geringen Niveau bestimmt werden. Die initialen Zugeigenspannungen nach dem Fertigungsprozess betragen  $\sigma_t = -30 \text{ MPa}$ . Infolge des Scherschneidprozesses erhöhen sich diese Zugeigenspannungen um 31 %. Durch den Wasserstrahlschneidprozess ist eine Zugeigenspannungserhöhung auf der Pyramidenstumpfinnenseite von 16 % zu beobachten.



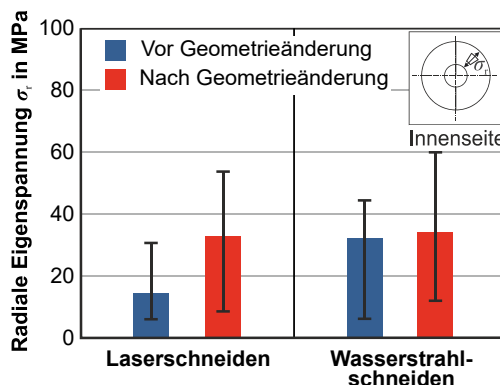
**Bild 7.6:** Experimentell bestimmte Eigenspannung des Pyramidenstumpfs (innen)

Eine Auswertung der Eigenspannungen der Kegelstumpfgeometrie auf der Bauteilinnenseite in der Mitte der Kegelstumpfzarge ( $h/2 = 22,5 \text{ mm}$ ) zeigt Druckeigenspannungen als Ausgangszustand nach der Bauteilfertigung (**Bild 7.7**). Der initiale Druckeigenspannungszustand in tangentialer Richtung der Kegelstümpfe beträgt im Mittel  $\sigma_r = -153 \text{ MPa}$  (**Bild 7.7**). Die experimentell ermittelten Druckeigenspannungen steigen infolge des Randbeschnitts durch Laserschneiden um 19 %. Der Wasserstrahlschneidprozess reduziert die Zugeigenspannungen hingegen um 21 %.



**Bild 7.7:** Experimentell bestimmte Eigenspannung des Kegelstumpfs (außen)

Auf der Kegelstumpffinnenseite sind in tangentialer Richtung Zugeigenspannungen von im Mittel  $\sigma_r = 30 \text{ MPa}$  zu ermitteln (**Bild 7.8**). Der Randbeschnitt durch Laserschneiden verdoppelt die Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite. Nach dem Wasserstrahlschneidprozess erhöhen sich die Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite um 14 %.



**Bild 7.8:** Experimentell bestimmte Eigenspannung des Kegelstumpfs (innen)

### 7.1.3 Zusammenfassung und Fazit

Für eine Nutzung von gezielt umformtechnisch induzierten Eigenspannungen ist eine Stabilität der Eigenspannungen infolge nachgelagerter Prozessschritte unerlässlich. Im Rahmen einer experimentellen Untersuchung wurde der Einfluss eines Randbeschnitts zur Trennung von Flansch und Bauteil auf Geometrie- und Eigenspannungsänderung analysiert. Als Vergleichsgeometrien wurden Kegel- und Pyramidenstümpfe herangezogen. Der Randbeschnitt erfolgte vergleichend mittels Scherschneiden, Wasserstrahl-schneiden und Laserschneiden. Die Geometrieänderung infolge des Randbeschnitts ist für die Kegelstumpfproben für alle Trennverfahren höher als für die Pyramidenstümpfe. Die Pyramidenstümpfe weisen bedingt durch die Kanten der Mantelfläche eine höhere geometrische Steifigkeit auf, sodass die Form des Kegelstumpfs auch nach dem Randbeschnitt erhalten bleibt. Die größten Geometrieänderungen ergeben sich an der Mantelfläche in der Nähe der Schnittkanten. Tendenziell weisen die Proben mit höherer geometrischer Änderung nach dem Randbeschnitt auch die höchsten Änderungen der Eigenspannungen auf. Die höchste Eigenspannungsänderung ergibt sich für die lasergeschnittenen Kegelstumpfproben. Nach dem Schneidprozess ergeben sich um 218 % höhere Zugeigenspannungen auf der Innenseite. Es ist zu vermuten, dass die Ursache hierfür in der Geometrieänderung liegt, da eine thermisch bedingte Eigenspannungsänderung zu einem Abbau der Eigenspannungen im Aluminiumwerkstoff geführt hätte. Die geringsten Eigenspannungsänderungen ergeben sich für die wasserstrahlgeschneittenen Proben. Prinzipiell kann für die weiteren Arbeiten festgehalten werden, dass die analysierten Geometrien und Trennverfahren auch nach einem Randbeschnitt Eigenspannungen in signifikanter Höhe aufweisen und diese ohne eine Änderung des Vorzeichens im Bauteil verbleiben.

## 7.2 Bauteilleistungsfähigkeit

In den vorherigen Kapiteln konnte gezeigt werden, dass der Eigenspannungszustand in einem gefertigten Bauteil durch Wahl der Prozessparameter der inkrementellen Blechumformung gezielt eingestellt werden kann. Zur objektiven Bewertung des Einflusses der gezielt in das Bauteil eingebrachten Eigenspannungen auf die Betriebsfestigkeit bedarf es jedoch einer Quantifizierung. Es gilt zu überprüfen, wie sich der gezielt eingestellte Eigenspannungszustand auf die Betriebsfestigkeit in der späteren Anwendung auswirkt. Für die Ermüdungsuntersuchung werden Kegelstumpfproben aus EN AW-5083 herangezogen, die in einem fiktiven Belastungsfall unter zyklischer Last geprüft werden. Die Versuchsdurchführung erfolgt unter Berücksichtigung von DIN 50100 für Schwingfestigkeitsversuche. Als Kriterium der Leistungsfähigkeit wird die Gestaltfestigkeit der Proben bis zum Versagen durch eine Rissinitiierung herangezogen.

Die Gestaltfestigkeit eines Bauteils ist definiert als die Nennspannung, die als Grenzspannung bei schwingender Beanspruchung unter einer gegebenen Geometrie andauernd ertragen werden kann. Bei der Gestaltfestigkeit wird neben den Werkstoffkennwerten maßgeblich durch die Form und die Bearbeitung des Bauteils beeinflusst. Die Betriebsfestigkeit hingegen werden alle möglichen Einflüsse im Bauteilbetrieb berücksichtigt, die auftreten können. Sie ist abhängig von der Temperatur, Korrosionseinflüssen und einer wechselnden Beanspruchung, die sich in nicht konstanten Spannungsamplituden bei konstanter Mittelspannung äußert. Die zusätzlichen Einflussgrößen der Betriebsfestigkeit werden in den folgenden Untersuchungen unterbunden, um den Einfluss der Eigenspannungen auf die Bauteilleistungsfähigkeit zu isolieren.

Die Gestaltfestigkeit liegt unterhalb der ertragbaren Dauerfestigkeit desselben Werkstoffs, da hier polierte Proben eingesetzt werden, die eine geringere Kerbwirkung aufweisen. Bei der Belastung einer Probe im uniaxialen Zugversuch wirkt die aufgebrachte Last auf den Probenquerschnitt. In einer glatten, ungekerbten Probe ist der Kraftfluss gleichmäßig über den Probenquerschnitt verteilt. Ist der Querschnitt durch Bohrungen, Rillen, Absätze, etc. verjüngt, wird die Probe in ihrer Festigkeit beeinträchtigt. Werden die Kraft- bzw. Spannungslinien an Kerben umgelenkt, treten am Rand des gekerbten Querschnitts höhere Spannungen auf, die sich am Kerbgrund als Kerbspannung lokalisieren. Das Verhältnis von Kerbspannung  $\sigma_k$  zur Nennspannung  $\sigma_N$  wird als Formzahl  $\alpha_k$  definiert.

$$\alpha_k = \frac{\sigma_k}{\sigma} \quad (7.1)$$

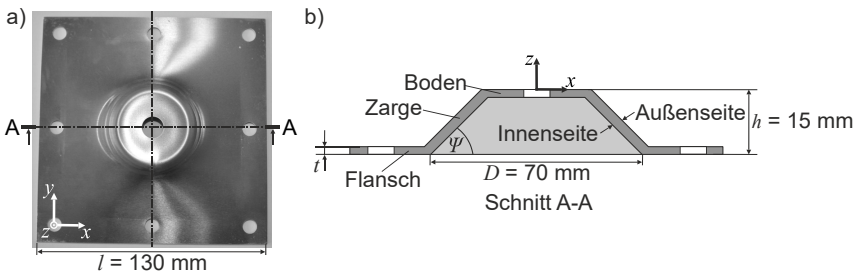
Die Formzahl erfasst die geometrische Form der Kerbe unter der Beanspruchungsart (Zug, Druck, Torsion) und ist werkstoffunabhängig. (Kabus, 2017)

### 7.2.1 Überprüfung der Bauteilleistungsfähigkeit

Zur Überprüfung der gezielten Eigenspannungseinstellung auf die Bauteilleistungsfähigkeit wurden am Fachgebiet Metallische Werkstoffe der TU Berlin experimentelle Gestaltfestigkeitsversuche durchgeführt. Die Ergebnisse wurden bereits veröffentlicht in Maaß et al. (2019c). Die Gestaltfestigkeitsuntersuchungen haben hierbei zwei Ziele. Zum einen wird die Leistungsfähigkeit geometrisch identischer Kegelstumpfpfproben, die mit unterschiedlichen Prozessparametern und daraus resultierenden Eigenspannungszuständen gefertigt wurden, untereinander verglichen. Zum anderen soll der Einfluss der Eigenspannungen auf die Bauteilleistungsfähigkeit ermittelt werden. Hierzu werden eigenspannungsbehaftete Bauteile mit identisch gefertigten Bauteilen ohne signifikante Eigenspannungen in ihrer Leistungsfähigkeit verglichen. Zum Abbau der Eigenspannungen werden die Proben wärmebehandelt.

Eine Kegelstumpfgeometrie, wie sie im **Bild 7.9** gezeigt ist, dient als Referenzgeometrie, um den Einfluss verschiedener Zustellinkremente, Eigenspannungszustände und die

Bauteilleistungsfähigkeit zu analysieren. Die Kegelstumpfgeometrie hat die Abmessungen  $D = 70$  mm mit einem Zargenwinkel  $\psi = 45^\circ$  und einer Kegelhöhe  $h = 15$  mm. Das quadratische Halbzeug ( $130 \times 130$  mm) aus EN AW-5083 mit einer initialen Blechdicke  $t_0 = 1$  mm weist neun Durchgangsbohrungen aus für die Fixierung der Probe und Krafteinleitung der späteren Gestaltfestigkeitsuntersuchung. Identisch zu den Kegelstumpfgeometrien aus **Kapitel 4.3.3** werden drei unterschiedliche Zustellinkremente mit einem relativen Zustellinkrement  $0,25 \leq \Delta z/R_{Wz} \leq 0,75$  zur Herstellung geometrisch identischer Kegelstümpfe analysiert. Der Werkzeugradius wird hierbei mit  $R_{Wz} = 5$  mm konstant gehalten (**Tabelle 7.1**).



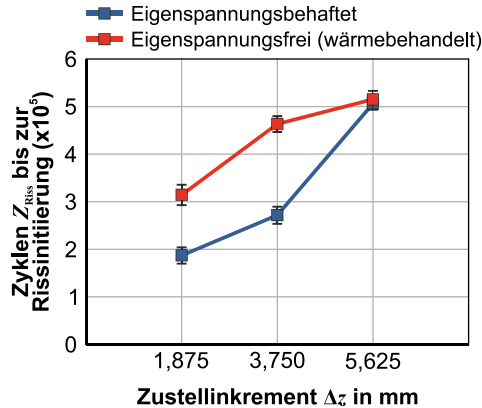
**Bild 7.9:** a) Kegelstumpfgeometrien mit b) Dimensionen

**Tabelle 7.1:** Prozessparameter Kegelstumpfproben

Prozessparameter	$\Delta z_{24} = 1,25$ mm	$\Delta z_{12} = 2,5$ mm	$\Delta z_8 = 3,75$ mm
Anzahl der Zustellinkremente	12	6	4
Werkzeugradius $R_{Wz}$	5 mm		
Rel. Zustellinkrement $\Delta z/R_{Wz}$	0,25	0,5	0,75
Vorschubgeschwindigkeit $v_f$	300 mm/min		
Rotationsgeschwindigkeit $\theta$	300 min <sup>-1</sup>		

Eine Überprüfung der Gestaltfestigkeit der gefertigten Bauteile wurde mittels servohydraulischer Universalprüfmaschine MTS 810 am Fachgebiet Metallische Werkstoffe der TU Berlin vorgenommen. Die Proben werden zur Prüfung an den Rändern durch einen Klemmrahmen fixiert. Die Krafteinleitung erfolgt über eine Verschraubung am Kegelstumpfboden mit einer Amplitude  $\hat{x} = 600$  N und einer Frequenz von  $f = 10$  Hz, bis zu Rissinitiation geprüft. Der Rissbeginn wird durch einen Kraftabfall detektiert. Die

Rissausbreitung erfolgt in Umfangsrichtung an der Bauteilzarge, am Übergang zwischen Zarge und Bodenbereich. Vergleichend wurden identische Proben durch eine Wärmebehandlung eigenspannungsarm gegläht ( $T_a = 300 \text{ °C}$ , Haltezeit  $t_a = 1 \text{ min}$ ) ohne eine Änderung des Materialgefüges. Die Gestaltfestigkeit der eigenspannungsbehafteten Kegelstümpfe nimmt mit steigender Inkrementgröße zu (**Bild 7.10**) und steigt von 188.000 Zyklen für  $\Delta z = 1,875 \text{ mm}$  monoton auf 515.000 Zyklen für  $\Delta z = 5,625 \text{ mm}$  bis zur Rissinitiation.



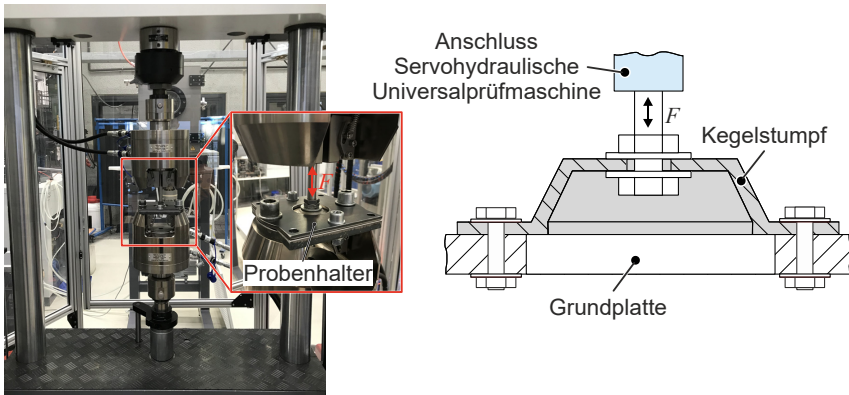
**Bild 7.10:** Experimentelle Gestaltfestigkeitsanalyse von Kegelstümpfproben

Dies entspricht einer um 172 % höheren Gestaltfestigkeit und somit der Leistungsfähigkeit des Bauteils. Zur Ermittlung des Eigenspannungseinflusses auf die Gestaltfestigkeit, werden die Ergebnisse mit eigenspannungsarm geglähten Proben verglichen. Es zeigt sich eine um 42 % verringerte Leistungsfähigkeit der eigenspannungsbehafteten Proben für ein Zustellinkrement  $1,875 \text{ mm} \leq \Delta z \leq 3,75 \text{ mm}$ . Dieser Unterschied wird geringer für das Zustellinkrement  $\Delta z = 3,75 \text{ mm}$  durch eine identische Gestaltfestigkeit eigenspannungsfreier und eigenspannungsbehafteter Proben. Unter Einbeziehung der Eigenspannungsanalyse zeigt sich eine gleichförmige Entwicklung der Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite (**Bild 5.8**). Am Punkt der höchsten Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite ist die geringste Gestaltfestigkeit festzustellen und vice versa. Die Druckeigenspannungen auf der Zargenaußenseite verlaufen in einem gegenläufigen Trend und sind als unkritisch für die Rissinitiation anzusehen (**Bild 5.9**). Der Abfall der Gestaltfestigkeit der eigenspannungsfreien Proben ist auf die reduzierte Wanddicke der Zarge mit sinkender Inkrementgröße zurückzuführen (**Bild 4.26**). Es zeigt sich daher, dass die Proben je nach Eigenspannungszustand des Bauteils maßgeblich beeinflusst werden. Die Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite setzen die Gestaltfestigkeit erheblich herab.

### 7.2.2 Bauteilleistungsfähigkeit nach Prozessenerweiterung

Ein Nachweis über den Einfluss der Prozessparameter auf die Eigenspannungen konnte im Kapitel 5 erbracht werden. Durch die Prozessenerweiterung mit Druckspannungsüberlagerung konnte zudem ein beidseitiger Druckeigenspannungszustand im Bauteil erzeugt werden. Die eingebrachten beidseitigen Druckeigenspannungen lassen auf eine erhöhte Gestaltfestigkeit unter zyklischer Belastung schließen, jedoch weisen die druckspannungsüberlagerten Proben eine reduzierte Blechdicke im umgeformten Bereich auf. Eine experimentelle Überprüfung des Einflusses der Eigenspannungen auf die Gestaltfestigkeit erfolgte in Gestaltfestigkeitsuntersuchungen im HCF-Bereich.

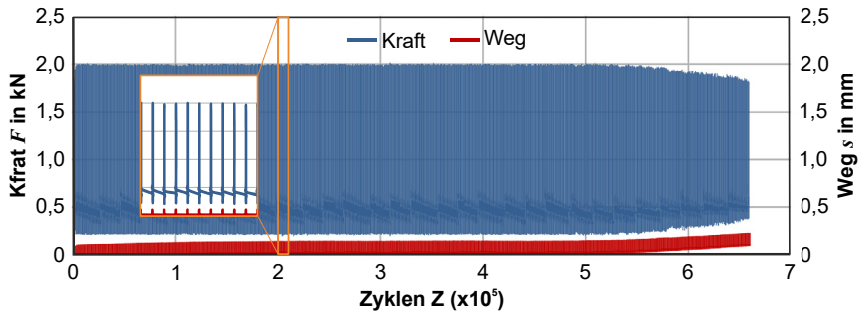
Die Versuchsdurchführung erfolgt an einer servohydraulischen Universalprüfmaschine Serie LFV-100-HH der Fa. Waler+Bai. Der Flanschbereich der Kegelstumpfpromen wird über einen Probenhalter am unteren Spannkopf fixiert. Die Kräfteinleitung erfolgt über eine mit dem Kegelstumpfboden verschraubte Zugstange, die über die Spannbacken des oberen Spannkopfs fixiert wird (**Bild 7.11**).



**Bild 7.11:** Prüfaufbau Gestaltfestigkeitsversuch

Die Prüffrequenz  $f = 55$  Hz wird bis zur Rissinitiierung (Kraftabfall) beibehalten. Die zyklische Gestaltfestigkeitsprüfung erfolgt im Zugschwellbereich mit der Mittelkraft  $F_m = 1,1$  kN und einer Kraftamplitude  $F_a = 0,9$  kN. Diese Prozessparameter ergeben ein Spannungsverhältnis  $R = F_U / F_O = 0,1$ . Die Mittelkraft  $F_m$  wird als konstante Größe angenommen und die Zyklen  $Z$  (Lastspielzahl) und der Maschinenweg  $s$  bis zum Versagen der Probe aufgenommen (**Bild 7.12**).



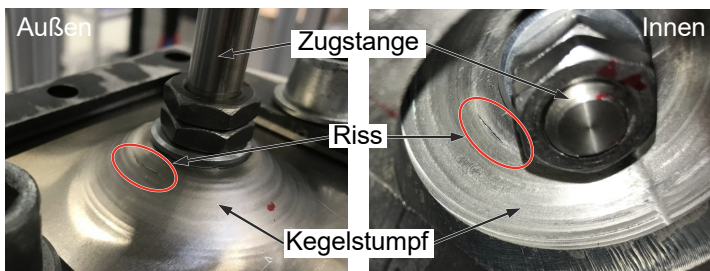


**Bild 7.12:** Kraft-Zyklen und Kraft-Weg-Diagramm des Gestaltfestigkeitsversuchs

Der Anriss der Probe bewirkt eine Änderung der Messaufbausteifigkeit und der Prüffrequenz. Die Versuchsdurchführung erfolgt bis zum vollständigen Bruch der Probe, gekennzeichnet durch eine signifikante Zunahme des Maschinenwegs. Als Abbruchkriterium ist ein 10 %-iger Kraftabfall implementiert. Zur statistischen Absicherung werden je Probenzustand fünf identisch gefertigte Proben zur Analyse herangezogen. Die Steuerung der Prüfparameter erfolgt über die Bedienoberfläche der Software DION7.

### 7.2.3 Versuchsdurchführung

Zur isolierten Betrachtung des Eigenspannungseinflusses auf die Gestaltfestigkeit werden eigenspannungsbehaftete Proben mit identisch gefertigten, spannungsarmgeglühten Proben verglichen. Für einen vollständigen Eigenspannungsabbau werden die Proben durch eine Wärmebehandlung mit einer Temperatur  $T_a = 300\text{ °C}$  für eine Haltezeit  $t_a = 1\text{ min}$  gegläht. Eine Analyse der Leistungsfähigkeit druckeigenspannungsüberlagerter Proben erfolgt durch einen Vergleich von Proben, die durch SPIF ohne Gegenruck hergestellt wurden, und kompensierten Proben, die durch druckspannungsüberlagerte IBU gefertigt wurden. Die Versuchsdurchführung zeigt ein reproduzierbares Versagen der Kegelstumpfproben durch einen Riss in Umfangsrichtung im Zargenbereich.

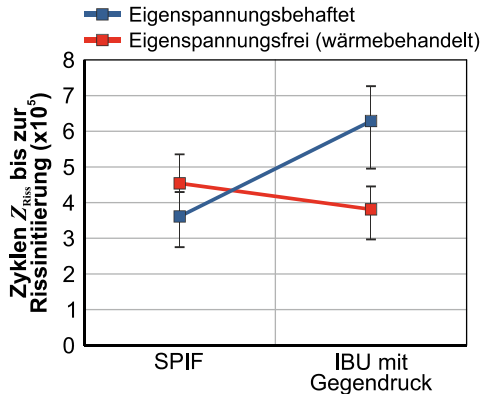


**Bild 7.13:** Versagensfall am Kegelstumpf

Der Riss tritt hierbei im oberen Zargendrittel am Übergangsradius zwischen Zarge und Bodenbereich auf (**Bild 7.13**).

### 7.2.4 Versuchsergebnisse

Die eigenspannungsbehafteten SPIF-Proben weisen eine Gestaltfestigkeit von  $Z_{Riss} = 359.299$  Zyklen bis zur Rissinitiierung auf (**Bild 7.14**). Die geometrisch vergleichbaren Proben, die mittels druckspannungsüberlagerter IBU gefertigten Proben weisen eine um 158 % höhere Gestaltfestigkeit bis zur Rissinitiierung auf ( $Z_{Riss} = 619.732$  Zyklen). Die höhere Gestaltfestigkeit ist bedingt durch die beidseitigen Druckeigenspannungen im Bauteil, die einer Rissinitiierung in Umfangsrichtung entgegenwirken. Zur Ermittlung des Eigenspannungseinflusses werden identische spannungsarmgeglühten Proben miteinander verglichen. Die spannungsarmgeglühten SPIF-Proben weisen aufgrund der reduzierten Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite eine verbesserte Leistungsfähigkeit auf ( $Z_{Riss} = 455.810$  Zyklen). Die spannungsarmgeglühten IBU Proben mit Gegendruck weisen mit  $Z_{Riss} = 391.311$  Zyklen eine deutlich reduzierte Gestaltfestigkeit auf. Dieser Unterschied resultiert aus der geringeren Blechdicke im Zargenbereich der IBU-Proben mit Gegendruck, welche die Bauteilzarge zusätzlich schwächt.



**Bild 7.14:** Verbesserung der Gestaltfestigkeit durch IBU mit Gegendruck

Die experimentellen Versuchsergebnisse zeigen eine um 158 % gesteigerte Leistungsfähigkeit der Proben mit gezielt umformtechnisch eingestelltem beidseitigem Druckeigenspannungszustand in der Bauteilzarge im Vergleich zu den SPIF Proben ohne Gegendruck. Die Vorteile des Konzepts zur gezielten Druckspannungsüberlagerung durch die flexible Polymermatrize konnten für die gewählte Probenkonfiguration (Geometrie, Werkstoff) und den gegebenen Lastfall quantifiziert werden.

### 7.2.5 Zusammenfassung und Fazit

Als Maßstab der Leistungsfähigkeit gefertigter Bauteile wurde die Gestaltfestigkeit gefertigter Kegelstumpfproben bis zur Rissinitiierung herangezogen. Ein Vergleich eigenspannungsfreier und eigenspannungsbehafteter Proben zeigt den Einfluss der Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite auf die Gestaltfestigkeit als wesentliche Einflussgröße. Hier ist insbesondere die Eigenspannungskomponente quer zur Werkzeugvorschubrichtung  $\sigma_t$  für die Rissinitiierung zu berücksichtigen, da diese Zugeigenspannungen die Rissöffnung in Werkzeugvorschubrichtung forcieren. Für eine verbesserte Leistungsfähigkeit für den betrachteten Lastfall gilt es die Zugeigenspannungen auf der Zargeninnenseite zu reduzieren. Es zeigt sich, dass große Zustellinkremente durch eine Verringerung der Zugeigenspannungen auf der Innenseite einen positiven Effekt auf die Lebensdauer haben. Hieraus ergeben sich für die weitere Betrachtung die folgenden Problemstellungen:

- Eine Verwendung vorteilhafter großer Zustellinkremente führt zu einer Erhöhung der Prozesskräfte (Bild 4.23). Dies geht mit erhöhtem Werkzeugverschleiß und erhöhtem Energieeinsatz im Fertigungsprozess einher. Zudem ist die Größe des Zustellinkrements zum einen durch die maximale Maschinenkraft begrenzt. Zum anderen ist das Umformvermögen des Werkstoffs bei zu großen Zustellinkrementen begrenzt, sodass Umformung mit Werkstoffversagen und damit verbundener Rissbildung einhergeht.
- Die Oberflächenbeschaffenheit der gefertigten Bauteile wird durch die Wahl des Zustellinkrements direkt beeinflusst. Große Zustellinkremente bewirken eine sichtbare Oberflächenwelligkeit (Bild 4.29). Zudem ergibt sich eine höhere Oberflächenrauheit der werkzeugzugewandten Bauteiloberfläche (Bild 4.30). Dies birgt Nachteile, insbesondere bei der Leistungsfähigkeit durch die Herabsetzung der Gestaltfestigkeit als auch für den Einsatz für Sichtbauteile mit hohen Anforderungen an die Oberflächengüte.

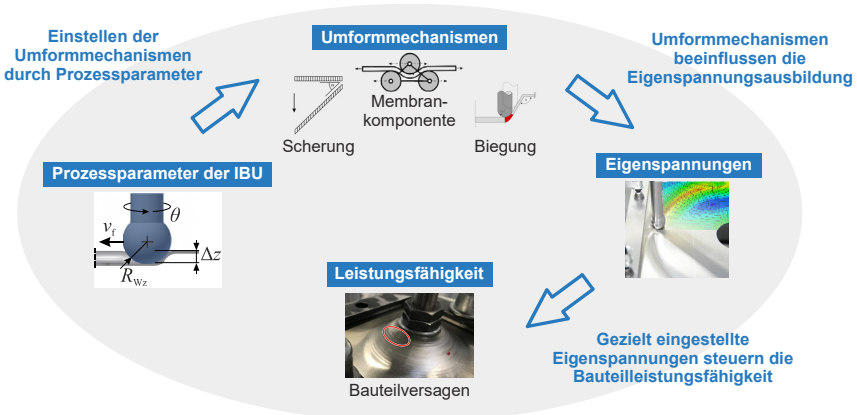
Für den Zielkonflikt einer erhöhten Leistungsfähigkeit bei ansonsten gleichbleibenden Produkteigenschaften in Bezug auf Oberflächenbeschaffenheit und Prozessgrenzen werden im Rahmen der folgenden Kapitel durch Prozesserweiterungen Lösungsansätze aufgezeigt.

- Die experimentellen Versuchsergebnisse zeigen eine um 158 % gesteigerte Leistungsfähigkeit der Proben mit gezielt umformtechnisch eingestelltem beidseitigem Druckeigenspannungszustand in der Bauteilzarge im Vergleich zu den SPIF-Proben ohne Gegendruck. Die Vorteile des Konzepts zur gezielten Druckspannungsüberlagerung durch die flexible Polymermatrize konnten für die gewählte Probenkonfiguration (Geometrie, Werkstoff) und den gegebenen Lastfall quantifiziert werden.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Eigenstressen in umformtechnisch hergestellten Blechbauteilen bestimmen die Bauteileigenschaften und damit die Bauteilleistungsfähigkeit. Das Auftreten hoher, zumeist Zugeigenstressen nach Umformprozessen wird etwa durch nachgelagerte Wärmebehandlungsprozesse vermieden, um negativen Effekten auf Geometrie und Gestaltfestigkeit entgegenzuwirken. Eine kontrollierte Einbringung umformtechnisch induzierter Eigenstressen bietet ein vielfach ungenutztes Potenzial, um auf Nachbehandlungsprozesse der gezielten Eigenstresseneinstellung zum thermischen Abbau schädlicher Zugeigenstressen oder das mechanische Einbringen oberflächennaher Druckeigenstressen zur Steigerung der Gestaltfestigkeit zu verzichten. Hierzu bedarf es eines fundierten Verständnisses über die Entstehung von Eigenstressen im Umformprozess und geeigneter Prognosemodelle, um den Eigenstressenzustand eines Bauteils bereits in einer frühen Phase der Produktentstehung zu prognostizieren und dem späteren Belastungsfall im Bauteileinsatz anpassen zu können.

Die Ergebnisse dieser Arbeit bilden die grundlegende Voraussetzung für die Prozessauslegung zur gezielten Eigenstresseneinstellung und leistet einen Beitrag zum Verständnis der Eigenstressenausbildung im inkrementellen Blechumformprozess. An Kegelstumpfgeometrien aus dem Werkstoff EN AW-5083 wurde ein Zusammenhang zwischen Prozessparametern, den Umformmechanismen, den Eigenstressen und den daraus resultierenden Bauteileigenschaften aufgezeigt (**Bild 8.1**). Zur Analyse der Eigenstressen konnte ein numerisches Prozessmodell aufgebaut und validiert werden, das den Ausspannprozess zur finalen Einstellung des Eigenstressenzustands berücksichtigt. Erstmals wurden Änderungen der Umformmechanismen im IBU-Prozess durch eine experimentelle Bestimmung der Textur umgeformter Bauteile systematisch



**Bild 8.1:** Zusammenfassung der Ergebnisse

analysiert. Ein numerisches Modell zur Bestimmung der Umformmechanismen konnte durch die experimentellen Texturanalysen validiert werden. Es wurde gezeigt, dass sich die Umformmechanismen Scherung, Biegung und Membrankomponente durch die Zustellinkrementgröße im Prozess gezielt forcieren lassen. Der mit zunehmender Inkrementanzahl wirkende Schermechanismus verstärkt die Blechausdünnung in der Bauteilzarge. Die Höhe der Eigenspannungen wird infolge der wirkenden Umformmechanismen maßgeblich durch die Blechausdünnung und die damit einhergehende Kaltverfestigung des Materials bestimmt. Eine Verstärkung der auftretenden Biegung verschiebt die Eigenspannungen in den Druckeigenspannungsbereich. Durch eine Erhöhung der Inkrementgröße können die umformtechnisch induzierten Zugeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite um 90 % reduziert werden. Eine Einstellung von Druckeigenspannungen auf der Bauteilinnenseite durch eine reine Prozessparametervariation ist nicht gegeben. Der Einfluss von Vorschubgeschwindigkeit und Rotationsgeschwindigkeit des Werkzeugs auf den Eigenspannungszustand wurde experimentell bestimmt. Der Wärmeeintrag durch die erhöhte Reibung bei gesteigerter Relativbewegung von Werkzeug und Werkstück setzt die Eigenspannungen herab. Durch eine gezielte Prozessführung ist es möglich, Eigenspannungen lokal begrenzt in Bauteile einzubringen. Die umformtechnisch eingebrachten Eigenspannungen verbleiben auch nach einer Änderung der Geometrie in signifikanter Höhe im Bauteil. Dies wurde experimentell durch einen Vergleich der Trennverfahren Scherschneiden, Wasserstrahlschneiden und Laserschneiden für einen Randbeschnitt ermittelt.

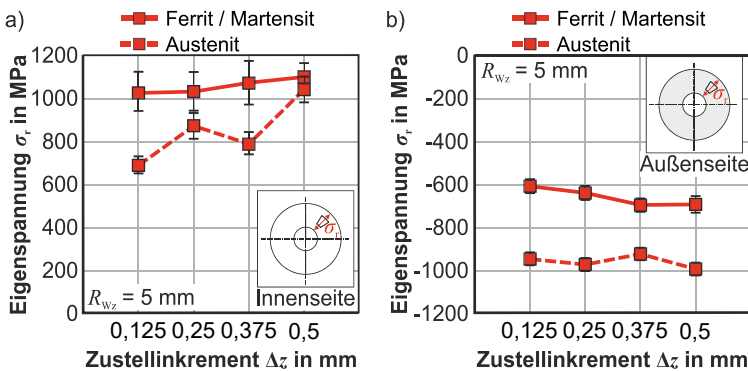
Zur Erweiterung der Prozessgrenzen zur Eigenspannungseinstellung bei der IBU konnten zwei Konzepte der Prozessweiterung konzipiert und prototypisch umgesetzt werden. Eine flexible Polymermatrize ermöglicht die Überlagerung von Druckspannungen im Prozess. Die Matrize passt sich dem individuellen Werkzeugpfad an und verformt sich nur im elastischen Bereich. Der Einsatz der Polymermatrize reduziert eine zusätzliche Streckung der Bauteilzarge und damit die Zugeigenspannungen im Bauteil. Für große Zustellinkremente ist auch das Einstellen beidseitiger Druckeigenspannungen möglich. Die Eigenspannungsamplituden können durch einen höheren Matrizenhärtegrad zusätzlich gesteigert werden. Ein Konzept zur Zugspannungsüberlagerung in der Blechebene zeigt für eine biaxiale Zugspannungsüberlagerung eine Verschiebung der Eigenspannungen auf der Innen- und Außenseite des Bauteils in Richtung des Zugspannungsbereichs. Eine Erhöhung der überlagerten biaxialen Zugspannung über der Blechebene führt zu einer Verstärkung des beobachteten Effekts. Die Zugspannungsüberlagerung ermöglicht die Einstellung beidseitiger Zugeigenspannungen in der Bauteilzarge. Die Prozessweiterungen durch Druckspannungsüberlagerung mittels Polymermatrize und einer biaxialen Zugspannungsüberlagerung ermöglichen die gezielte Einstellung jeder erdenklichen Eigenspannungskombination und –amplitude auf der Zargeninnenseite und Zargenaußenseite. Dies befähigt den IBU-Prozess, die Bauteileigenspannungen für eine Vielzahl von Belastungszuständen für die Anwendung anzupassen.

Eine Überprüfung der Potenziale einer Leistungsfähigkeitssteigerung erfolgt abschließend in zyklischen Gestaltfestigkeitsuntersuchungen an Kegelstümpfen. Bauteile mit reduzierten Zugeigenspannungen weisen im Vergleich zu geometrisch identischen Bauteilen mit hohen umformtechnisch induzierten Zugeigenspannungen eine um 172 % erhöhte Bauteilleistungsfähigkeit auf. Für Proben mit beidseitigen Druckeigenspannungen ist eine nochmalige Steigerung um bis zu 158 % erzielbar, verglichen mit identisch gefertigten Bauteilen ohne Gegendruck.

Die gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich der gezielten umformtechnischen Einbringung von Eigenspannungen sollen eine anforderungsgerechte Auslegung konkreter Bauteile ermöglichen. Zudem bietet das Verfahren der inkrementellen Blechumformung durch die Möglichkeit der prozessintegrierten Einstellung von Eigenspannungen, im Vergleich zu konventionellen Umformprozessen, einen weiteren Vorteil für die industrielle Anwendung.

**Ausblick**

Die Untersuchungen dieser Arbeit wurden exemplarisch an der Aluminiumknetlegierung EN AW-5083 durchgeführt. Eine sinnvolle Erweiterung ist die Analyse weitergehender Werkstoffe. Erste experimentelle Ergebnisse zum austenitisch-ferritischen Dualphasenstahl 1.4462 (2CrNiMoN22-5-3,  $t_0 = 1$  mm) zeigen die Übertragbarkeit der Erkenntnisse dieser Arbeit auf andere Werkstoffe. Die Professur für Werkstoff und Oberflächentechnik (WOT) der Technischen Universität Chemnitz hat an Kegelstümpfproben aus 1.4462 des IUL eine Auswertung der Eigenspannungen vorgenommen. Diese zeigen, in Übereinstimmung zum Aluminiumwerkstoff, ebenfalls einen Einfluss des gewählten Zustellinkrements auf die Eigenspannungen bei geometrisch identischen Kegelstümpfproben (**Bild 8.2**).



**Bild 8.2:** Eigenspannungsänderung durch Anpassung des Zustellinkrements für den Werkstoff 1.4462 ( $t_0 = 1$  mm)

Am WOT konnte eine Kopplung der Umformsimulation mit einer Lebensdaueranalyse für die Kegelstümpfe aus EN AW-5083 in fe-safe (Fa. Dassault Systèmes) realisiert werden (Xu, 2023). Die Bauteilgeometrie wird mit dem umformtechnisch eingebrachten Eigenspannungszustand von Abaqus an fe-safe übergeben. Eine Prognose der Lebensdauer erfolgt durch die Vorgabe eines Lastzyklus und hinterlegter Wöhlerkurve. Diese Erweiterung könnte in einem automatisierten, iterativen Prozess durch eine Anpassung der IBU-Prozessparameter eine belastungsangepasste Bauteilgeometrie mit spezifischer Eigenspannungsverteilung hervorbringen.

In Hinblick auf die erarbeiteten Prozesserweiterungen zur Spannungsüberlagerung im Rahmen dieser Arbeit stellt sich die Frage nach der Analyse einer Zug- und Druckspannungsüberlagerungskombination, um das Prozessfenster zur Eigenspannungseinstellung im Prozess nochmals zu erweitern. Hier gilt es zu klären, ob die beobachteten Effekte der einzelnen Prozesserweiterungen superpositioniert werden können.

## Literaturverzeichnis

- Ambrogio, G., Costantino, I., De Napoli, L., Filice, L., Fratini, L., Muzzupappa, M., 2004. Influence of Some Relevant Process Parameters on the Dimensional Accuracy in Incremental Forming: A Numerical and Experimental Investigation. *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154, S. 501-507, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.139.
- Ambrogio, G., De Napoli, L., Filice, L., Gagliardi, F., Muzzupappa, M., 2005. Application of Incremental Forming process for high customized medical product manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, 162–163, S. 156–162, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.02.148.
- Ames, J. P., 2008. Systematische Untersuchung der Beeinflussung des Werkstoffflusses bei der Inkrementellen Blechumformung mit CNC-Werkzeugmaschinen. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Umformtechnische Schriften - Band 140, Shaker Verlag Aachen, ISBN 978-3-8322-7274-6.
- ASM, 1990. *Metals Handbook 2 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*. American Society for Metals International, Ohio, USA, ISBN 0-87170-378-5.
- Bailey, D., Bambach, M., Hirt, G., Pofahl, T., Herkrath, R., Heyden, H., Trautz, M., 2014. Manufacturing of Innovative Self-supporting Sheet-metal Structures Representing Freeform Surfaces. *Procedia CIRP*, 18, S. 51–56, DOI: 10.1016/j.procir.2014.06.106.
- Bambach, M., Ames, J., Azaouzi, M., Campagne, L., Hirt, G., Batoz, J. L., 2005. Initial Experimental and Numerical Investigations into a Class of New Strategies for Single Point Incremental Forming (SPIF). In: *Proceedings of the 8th Conference on Material Forming*, Cluj-Napoca, Rumänien, S. 671–674, ISBN: 978-9-7327-1173-6.
- Bambach, M., Taleb Araghi, B., Hirt, G., 2009. Strategies to Improve the Geometric Accuracy in Asymmetric Single Point Incremental Forming. *Production Engineering*, 3, S. 145–156, DOI: 10.1007/s11740-009-0150-8.
- Bragg, W. H., Bragg, W. L., 1913. The Reflection of X-rays by Crystals. *Proceedings of the Royal Society of London A*, 88 (605), S. 428–438. DOI: 10.1098/rspa.1913.0040.
- DIN 8200:1982-10. *Strahlverfahrenstechnik - Begriffe, Einordnung der Strahlverfahren*. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN 50100:2022-12. *Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für*



- metallische Werkstoffproben und Bauteile. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 6507-1:2018-07. Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 6892-1:2020-06. Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- Dobecki, M., 2020. Röntgenographische Analysen der Umformmechanismen und der Eigenspannungen umgeformter Bleche im Single Point Incremental Forming-Verfahren. Dissertation, Technische Universität Berlin, DOI: 10.14279/depositonce-10351.
- Duflou, J. R., Behera, A. K., Vanhove, H., Bertol, L., 2013. Manufacture of Accurate Titanium Cranio-facial Implants with High Forming Angle Using Single Point Incremental Forming. *Key Engineering Materials*, 549, S. 223–230. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.549.223.
- Dugdale, D. S., 1959. Effect of Residual Stress on Fatigue Strength. *Welding Journal*, 38 (1), S. 45–48.
- Durante, M., Formisano, A., Langella, A., Memola Capece Minutolo, F., 2009. The Influence of Tool Rotation on an Incremental Forming Process, *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (9), S. 4621–4626, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.11.028.
- Emmens, W. C., van den Boogaard, A. H., 2009a. Incremental Sheet Forming Analysed by Tensile Tests. *Key Engineering Materials*, 410–411, S. 347–354, DOI: 10.4028/www.scientific.net/kem.410-411.347.
- Emmens, W. C., van den Boogaard, A. H., 2009b. An Overview of Stabilizing Deformation Mechanisms in Incremental Sheet Forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (8), S. 3688–3695, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.10.003.
- Emmens, W. C., van den Boogaard, A. H., 2009c. Incremental forming by continuous bending under tension – An experimental investigation. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (14), S. 5456–5463, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.04.023.
- Emmens, W. C., 2011. Formability – A Review of Parameters and Processes that Control, Limit or Enhance the Formability of Sheet Metal. Springer Heidelberg, ISBN 978-3-642-21903-0.
- Eyckens, P., Del-lero Moreau, J., Duflou, J. R., Van Bael, A., Van Houtte, P., 2009. MK Modelling of Sheet Formability in the Incremental Sheet

- Forming Process, Taking into Account Through-thickness Shear. *International Journal of Material Forming*, 2 (1), S. 379–382, DOI: 10.1007/s12289-009-0458-0.
- Filice, L., Fantini, L., Micari, F., 2002. Analysis of Material Formability in Incremental Forming. *CIRP Annals*, 51 (1), S. 199–202, DOI: 10.1016/S0007-8506(07)61499-1.
- Haase, F., 1998. Eigenspannungsermittlung an dünnwandigen Bauteilen und Schichtverbunden. *Berichte aus der Fertigungstechnik*. Dissertation, Technischen Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen, ISBN 978-3-8265-4312-8.
- Hagan, E., Jeswiet, J., 2003. A Review of Conventional and Modern Single-Point Sheet Metal Forming Methods. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 217 (2), S. 213–225. DOI: 10.1243/095440503321148858.
- Ham, M., Jeswiet, J., 2007. Forming Limit Curves in Single Point Incremental Forming. *CIRP Annals*, 56 (1), S. 277–280, DOI: 10.1016/j.cirp.2007.05.064.
- Hauk, V., 1983. Eigenspannungen. Ihre Bedeutung für Wissenschaft und Technik. In: Macherauch, E. und Hauk, V. (Ed.), *Eigenspannungen, Entstehung – Messung – Bewertung*, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Oberursel. S. 9–49, ISBN 3-88355-075-2.
- Hertz, H., 1881. Über die Berührung fester elastischer Körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 92, S. 156–171.
- Hirt, G., Ames, J., Bambach, M., Kopp, R., Kopp, R., 2004. Forming Strategies and Process Modelling for CNC Incremental Sheet Forming. *CIRP Annals*, 53 (1), S. 203–206, DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60679-9.
- Hosford, W. F., Caddell, R. M., 2007. *Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*. Cambridge University Press, Cambridge, S. 195–206, DOI: 10.1017/CBO9780511811111.
- Jackson, K. P., Allwood, J. M., 2009. The Mechanics of Incremental Sheet Forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (3), S. 1158–1174, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.03.025.
- Jeswiet, J., Hagan, E., 2001. Rapid Prototyping of a Headlight with Sheet Metal. *Proceedings of International Conference on Sheet Metal*, Leuven, Belgien, S. 165-170.
- Jeswiet, J., Micari, F., Hirt, G., Bramley, A., Dufloy, J., Allwood, J., 2005. Asymmetric Single Point Incremental Forming of Sheet Metal. *CIRP Annals*, 54 (2), S. 88–114. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60021-3.

- Junk, S., 2003. Inkrementelle Blechumformung mit CNC-Werkzeugmaschinen: Verfahrensgrenzen und Umformstrategien, Dissertation, Universität des Saarlandes, Schriftreihe Produktionstechnik - Band 25, ISBN 3-930429-54-3.
- Kabus, K., 2017. Mechanik und Festigkeitslehre. Carl Hanser Verlag, München, ISBN 978-3-446-45320-3.
- Kloos, K. H., 1979. Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 10 (9), S. 293–302, DOI: 10.1002/mawe.19790100906.
- Kloos, K. H., Scholtes, B., 1991. Eigenspannungen in mechanisch randschichtverformten Werkstoffzuständen – Ursachen, Ermittlung und Bewertung. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 22 (12), S. 444, DOI: 10.1002/mawe.19910221203.
- Kim, T. J., Yang, D. Y., 2000. Improvement of Formability for the Incremental Sheet Metal Forming Process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42 (7), S. 1271–1286, DOI: 10.1016/S0020-7403(99)00047-8.
- Kwiatkowski, L., Urban, M., Sebastiani, G., Tekkaya, A. E., 2010. Tooling Concepts to Speed up Incremental Sheet Forming. *Production Engineering - Research and Development*, 4, S. 57–64, DOI: 10.1007/s11740-009-0206-9.
- Lemaître, J., Chaboche, J.-L., 1990. *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge University Press, DOI: 10.1017/CBO9781139167970.
- Leszak, E., 1967. Apparatus and Process for Incremental Dieless Forming. US Patent US3342051A1, Anmeldedatum: 10.08.1964.
- Lu, H., Liu, H., Wang, C., 2019. Review on Strategies for Geometric Accuracy Improvement in Incremental Sheet Forming. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 102, S. 3381–3417. DOI: 10.1007/s00170-019-03348-3.
- Ludwig, P., 1909. *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer Verlag Berlin. ISBN 978-3-662-39265-2.
- Macherauch, E., Müller, P., 1961. Das  $\sin^2(\Psi)$ -Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung. *Zeitschrift für angewandte Physik*, 13, S. 302–312.
- Macherauch, E., Wohlfahrt, H., Wolfstieg, U., 1973. Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. *Härterei-Technik Mitteilungen*, 28, S. 201–211.
- Maqbool, F., Bambach, M., 2017. Revealing the Dominant Forming Mechanism of Single Point Incremental Forming (SPIF) by Splitting Plastic Energy

- Dissipation. *Procedia Engineering*, 183, S. 188–193, DOI: 10.1016/j.proeng.2017.04.018.
- Maqbool, F., Bambach, M., 2018. Dominant Deformation Mechanisms in Single Point Incremental Forming (SPIF) and their Effect on Geometrical Accuracy. *International Journal of Mechanical Sciences*, 136, S. 279–292, DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.12.053.
- Martins, P. A. F., Bay, N., Skjoedt, M., Silva, M. B., 2008. Theory of Single Point Incremental Forming. *CIRP Annals*, 57 (1), S. 247–252, DOI: 10.1016/j.cirp.2008.03.047.
- Matsubara, S., 2001. A Computer Numerically Controlled Dieless Incremental Forming of a Sheet Metal. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 215 (7), S. 959–966, DOI: 10.1243/0954405011518863.
- Meier, H., Smukala, V., Dewald, O., Zhang, J., 2007. Two Point Incremental Forming with Two Moving Forming Tools. *Key Engineering Materials*, 344, S. 599–605, DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.344.599.
- Mingshun, Y., Zimeng, Y., Yan, L., Pengyang, L., Fengkui, C., Lang, B., 2018. Study on Thickness Thinning Ratio of the Forming Parts in Single Point Incremental Forming Process. *Advances in Materials Science and Engineering*, 3, S. 1–11, DOI: 10.1155/2018/2927189.
- Mooney, M., 1940. A Theory of Large Elastic Deformation, *Journal of Applied Physics*, 11, S. 582–592, DOI: 10.1063/1.1712836.
- Moore, M., Evans, W., 1958. Correction for Stress Layers in X-Ray Diffraction Residual Stress Analysis, *SAE Technical Paper 66*, S. 340–345, DOI: 10.4271/580035
- N. N., 2016. DMG MORI Global Marketing GmbH Website: <https://de.dmgmori.com/produkte/maschinen/fraesen/5-achs-fraesen/dmu/dmu-50-2nd-generation>, abgerufen am 20.10.2016.
- N. N., 2022a. Feintool International Holding AG Website: <https://www.feintool.com/en/technology/feinforming-bipolar-plates>, abgerufen am 18.09.2022.
- N. N. 2022b. thyssenkrupp Materials Services GmbH Website: [https://datenblaetter.thyssenkrupp.ch/en\\_aw\\_5083\\_0717.pdf](https://datenblaetter.thyssenkrupp.ch/en_aw_5083_0717.pdf), abgerufen am 12.11.2022.
- N. N., 2023. Nissan Motor Co., Ltd. Website: <https://global.nissannews.com/en/releases/191002-01-e>, abgerufen am 20.01.2023.
- Nourmohammadi, A. A., Elyasi, M., Mirnia, M. J., 2019. Flexibility Improvement in Two-point Incremental Forming by Implementing Multi-

- point Die. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 102, S. 2933–2952, DOI: 10.1007/s00170-019-03307-y.
- Powell, N. N., Andrew, C., 1992. Incremental Forming of Flanged Sheet Metal Components without Dedicated Dies. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 206 (1), S. 41–47, DOI: 10.1243/PIME\_PROC\_1992\_206\_054\_02.
- Radu, C., Herghelegiu, E., Tampu, N. C., Cristea, I., 2013. The Residual Stress State Generated by Single Point Incremental Forming of Aluminum Metal Sheets. *Applied Mechanics and Materials*, 371, S. 148–152, DOI: 10.4028/www.scientific.net/amm.371.148.
- Rohrbach, C., 1989. *Handbuch der experimentellen Spannungsanalyse*. VDI-Verlag Düsseldorf, ISBN 978-3-642-48659-3.
- Schmidt, W., 1925. Gefügestatistik. *Tschermaks Mineralogische und Petrographische Mitteilungen*, 38, S. 392–423, DOI: 10.1007/BF02993943.
- Sebastiani, G., Wawrosch, A., Franzen, V., Brosius, A., Tekkaya, A. E., 2012. FlexDie: A Flexible Tooling-Concept for Incremental Sheet Forming. *Key Engineering Materials*, 504–506, S. 883–888, DOI: 10.4028/www.scientific.net/kem.504-506.883.
- Sebastiani, G., 2016. Erweiterung der Prozessgrenzen inkrementeller Blechumformverfahren mittels flexibler Werkzeuge. *Dortmunder Umformtechnik - Band 88*, Dissertation, Technischen Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen, ISBN 978-3-8440-4359-4.
- Silva, M. B., Skjoedt, M., Atkins, A. G., Bay, N., Martins, P. A. F., 2008. Single-point Incremental Forming and Formability – Failure Diagrams. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 43, S. 15–35, DOI: 10.1243/03093247JSA340.
- Skjoedt, M., Hancock, M. H., Bay, N., 2007. Creating Helical Tool Paths for Single Point Incremental Forming. *Key Engineering Materials*, 344, S. 583–590, DOI: 10.4028/www.scientific.net/kem.344.583.
- Taleb Araghi, B., 2011. Inkrementelle Blechumformung und ihre Kombination mit Streckziehen – Grundlagen und Anwendungen. *Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Umformtechnisch Schriften - Band 164*, Shaker Verlag Aachen, ISBN 978-3-8440-0801-2.
- Taleb Araghi, B., Manco, G. L., Bambach, M., Hirt, G., 2009. Investigation into a New Hybrid Forming Process: Incremental Sheet Forming Combined with Stretch Forming. *CIRP Annals*, 58 (1), S. 225–228, DOI: 10.1016/j.cirp.2009.03.101.

- Tanaka, S., Nakamura, T., Hayakawa, K., Nakamura, H., Motomura, K., 2007. Residual Stress in Sheet Metal Parts Made by Incremental Forming Process, AIP Conference Proceedings, 908, S. 775–780, DOI: 10.1063/1.2740904.
- Tebaay, L. M., Siczczarek, P., Hahn, M., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2019. Development of the Incremental Micro-forming Process for Small Batch Production of Metallic Bipolar Plates. Proceedings of the ASK Umformtechnik 2019, Aachen.
- Tekkaya, A. E., 1994. Equivalent Strain and Stress History in Torsion Tests. Steel Research, 65, S. 65–70. DOI:10.1002/srin.199400928.
- Tekkaya, A. E., Ben Khalifa, N., Grzanic, G., Hölker, R., 2014. Forming of Lightweight Metal Components: Need for New Technologies. Procedia Engineering, 81, S. 28–37.
- Tuomi, J., Lamminen, L., 2004. Incremental Sheet Forming as a Method for Sheet Metal Component Prototyping in Product Development. In: Proceedings of the 10th European Forum on Rapid Prototyping 2004, Paris, Frankreich.
- Vöhringer, O., 1983. Abbau von Eigenspannungen, In: Macherauch, E., Hauk, V. (Ed.), Eigenspannungen Entstehung – Messung – Bewertung, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Oberursel, S. 49–83.
- Vanhove, H., Verbert, J., Gu, J., Vasilakos, I., Duflou, J. R., 2010. An Experimental Study of Twist Phenomena in Single Point Incremental Forming. International Journal of Material Forming, 3, S. 975–978.
- Wohlfahrt, H., Ein Modell zur Vorhersage kugelstrahlbedingter Eigenspannungszustände in Eigenspannungen - Band 2, In: Macherauch, E., Hauk, V. (Ed.), Eigenspannungen, Entstehung – Messung – Bewertung, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Oberursel. S. 301–319, ISBN 3-88355-075-2.
- Wolfstieg, U., Macherauch, E., 1973. Ursachen und Bewertung von Eigenspannungen. Chemie Ingenieur Technik, 45 (11), S. 760–770, DOI:10.1002/cite.330451103.
- Xu, W., 2023. Simulative Lebensdauervorhersage eines inkrementell umgeformten Bauteils mit definiert eingestelltem Eigenspannungszustand. Masterarbeit, Technische Universität Chemnitz.
- Yin, Q., Tekkaya, A. E., Traphöner, H., 2015. Determining Cyclic Flow Curves Using the In-plane Torsion Test. CIRP Annals, 64 (1), S. 261–264, DOI 10.1016/j.cirp.2015.04.087.
- Ziegler, H., 1959. A modification of Prager's hardening rule. Quarterly of Applied Mathematics 17 (1), S. 55–65.

**Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:**

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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



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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

G. Grzanic: Verfahrensentwicklung und Grundlagenuntersuchungen zum Inkrementellen Profilmformen.  
ISBN 978-3-8440-5889-5

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

O. Napierala: Tiefzieh-Verbundfließpressen: Analyse, Bauteileigenschaften  
und Potentiale.  
ISBN 978-3-8440-7856-5

S. Wernicke: Inkrementelle Blechmassivumformung belastungsangepasster  
Funktionsbauteile.  
ISBN 978-3-8440-7980-7

D. Staupendahl: 3D Profile Bending with Five Controlled Degrees of Freedom.  
ISBN 978-3-8440-8006-3

S. Heibel: Schädigung und Versagensverhalten hochfester Mehrphasenstähle.  
ISBN 978-3-8440-8269-2

F. Kolpak: Anisotropic Hardening in Cold Forging. Characterization,  
Simulation and Consequences.  
ISBN 978-3-8440-8519-8

T. Mennecart: In-situ Hybridisierung von Faser-Metall Laminaten.  
ISBN 978-3-8440-8566-2

S. Rosenthal: Umformung additiv gefertigter Bleche mit strukturiertem Kern.  
ISBN 978-3-8440-8948-6

A. Schulze: Bleche aus stranggepressten Aluminiumspänen:  
Herstellung, Charakterisierung und Umformbarkeit.  
ISBN 978-3-8440-8968-4

M. Hahn Umformung mittels vaporisierender Aktuatoren: Experimente und  
Modellierung  
ISBN 978-3-8440-9106-9

M. Kamaliev Isotherme Innenhochdruckumformung geschlossener Profile  
ISBN 978-3-8440-9168-7





