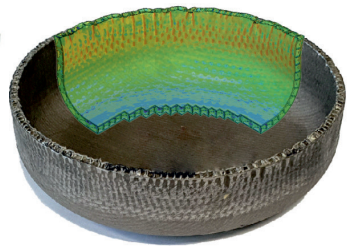
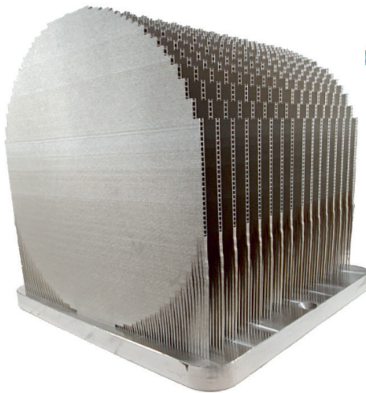
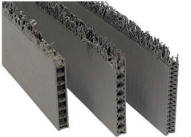


Stephan Rosenthal

Umformung additiv gefertigter Bleche mit strukturiertem Kern



Umformung additiv gefertigter Bleche mit strukturiertem Kern

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Stephan Rosenthal, M. Sc.

aus

Iserlohn

Dortmund, 2022

Vorsitzender der Prüfungskommission: Prof. Dr.-ing. habil. Bernd Künne

Berichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Witt

Prof. Dr. Matthias G.R. Faes

Tag der mündlichen Prüfung: 07. Dezember 2022

Dortmunder Umformtechnik

Band 117

Stephan Rosenthal

**Umformung additiv gefertigter Bleche
mit strukturiertem Kern**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag
Düren 2023

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., 2022

Copyright Shaker Verlag 2023

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-8948-6

ISSN 1619-6317

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

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

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

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund. Wichtige Aspekte dieser Dissertation resultieren aus dem durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Projekt *Umformung additiv gefertigter Sandwichbleche mit optimierten Kernstrukturen* (Projektnummer: 317137194). An dieser Stelle möchte ich mich bei den zahlreichen Personen bedanken, die mich sowohl fachlich als auch menschlich während meiner Promotion unterstützt haben.

Mein besonderer Dank richtet sich an Herrn Prof. A. Erman Tekkaya. Durch seine stete Förderung, die angeregten Diskussionen und das mir entgegengebrachte Vertrauen wurde mir diese Promotion ermöglicht und ich konnte mich fachlich sowie persönlich stark weiterentwickeln. Ebenso möchte ich dem Leiter des Institut für Produkt Engineering (IPE) der Universität Duisburg Essen, Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerd Witt für die gute Zusammenarbeit im Rahmen des oben genannten DFG-Projektes danken sowie für die Übernahme des Korreferats meiner Dissertation. Ebenso gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-ing. habil. Bernd Künne und Herrn Prof. Dr. Matthias G.R. Faes für die Mitwirkung in der Prüfungskommission als Vorsitzender und Mitberichter.

Zudem möchte ich mich bei den Kollegen Sebastian Platt und Dr.-Ing. Stefan Kleszczynski vom IPE bedanken. Die kollegiale Zusammenarbeit im Rahmen des DFG-Projektes und die angeregten fachlichen Diskussionen haben zum Gelingen meiner Dissertation beigetragen.

Ferner danke ich allen derzeitigen und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am IUL für die stets angenehme Arbeitsatmosphäre, Hilfsbereitschaft und das freundschaftliche Verhältnis, welches auch über die Arbeit am IUL hinaus bestand hat. Insbesondere danke ich meiner langjährigen Bürokollegin Dr.-Ing. Ramona Hölker-Jäger, die mich in allen Situationen unterstützt und gefördert hat. Ein weiterer Dank gilt Marlon Hahn, Mike Kamaliev, Joshua Grodotzki, Fabian Schmitz, Florian Weber, Fabian Stiebert und Heinrich Traphöner für die zahlreichen fachlichen Diskussionen zu meiner Arbeit sowie der Durchsicht einzelner Kapitel meiner Dissertation. Weiterhin möchte ich mich bei allen technischen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern bedanken. Besonders hervorheben möchte ich hier Ilias Demertzidis und Steffen Strotzer, die einen großen Anteil zum Gelingen der additiven Fertigung der Bauteile beigetragen haben. Frau Nina Hänisch sowie Frau Jeanette Brand danke ich für die Unterstützung bei allen organisatorischen Belangen am Institut während der letzten Jahre. Des Weiteren möchte ich allen Projekt-, Bachelor-, und Masterarbeitern sowie meinen studentischen Hilfskräften für die außerordentlich gute Zusammenarbeit danken.

Ganz besonders danke ich meinen Eltern Regina und Fred und meinem Bruder Christoph. Durch die jahrelange bedingungslose Unterstützung meiner Eltern wurde mir mein

akademischer Werdegang überhaupt erst ermöglicht. Der wiederkehrende Zuspruch und der fortwährende Rückhalt konnten mich stets motivieren das Vorhaben der Promotion durchzuführen.

Dortmund, im Dezember 2022

Stephan Rosenthal

Abstract

The additive manufacturing (AM) technology offers large potential for lightweight applications and is more and more often used for industrial applications besides rapid prototyping. A downside of this process is its long production time and limitations in build size. The aim of this thesis is to develop and investigate a new process combination for the efficient production of formable sheets with a structured core. A combined process of AM with a subsequent forming operation of the semi-finished sheets with a core structure is developed offering gains in manufacturing time efficiency by up to 380% compared to the manufacturing of the parts directly to final geometry. The forming of AM sheets with a structured core is firstly investigated in this work. Three AM materials, namely Hastelloy X, stainless steel GP1 and stainless steel 316L are characterized regarding their formability and applicability for forming applications. All materials show different properties compared to their conventionally manufactured pendants, especially anisotropic behavior. Overall the formability is still very good with equivalent strains $\varepsilon > 0.25$. Due to its lowest tendency to anisotropic properties, the stainless steel 316L is used to further investigate the usability of structured AM sheets in bending and deep drawing. For bending a process window is developed revealing the minimum bending ratio $R_i/H = 2.35$ (R_i : Bending radius of the inner sheet surface, H : Sheet-thickness). The relative density of the structure is a crucial measure for formability. The main failure modes during bending are face sheet wrinkling or a failure of the face sheets. Those failures are incorporated in the process window in dependency of the relative density of the core structure. The failure modes can accurately be predicted by numerical simulations based on the material characterization and an analytical approach to predict the wrinkling of the face sheets. Deep drawing is possible using the sheets with a structured core with a maximum deep drawing ratio $\beta = 1.4$. This is reduced compared to a solid AM-sheet of the same thickness, which has a maximum $\beta = 1.65$. The formability of the sheets with a core structure is influenced by the core structure itself. Inhomogeneous connections between the core and the face sheets are responsible for strain localizations which limit the formability. The inhomogeneous connection results from necessary holes in the core to remove remaining powder from the AM process. Finally, two new fields of research are described and preliminary results are shown. Hybrid sandwich sheets consisting of AM core structures with conventionally rolled sheet metal need to be joined to overcome size limitations of AM machines. Another field of research is the topology optimization of the core structure for which a methodology with first numerical results is shown. Overall the new process combination offers large lightweight potentials and possibilities for functional integration into the core structure

Kurzzusammenfassung

Die Technologie der additiven Fertigung (AM) bietet ein großes Potenzial für Leichtbauanwendungen und wird neben dem Rapid Prototyping auch immer häufiger für industrielle Anwendungen eingesetzt. Ein Nachteil dieses Verfahrens sind die lange Produktionszeit und die begrenzte Baugröße. Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung und Untersuchung einer neuen Prozesskombination zur effizienten Herstellung von umformbaren Blechen mit strukturierter Kern. Es wird ein kombinierter Prozess aus AM und anschließender Umformung der Blechhalbzeuge mit Kernstruktur entwickelt, der eine Steigerung der Zeiteffizienz von bis zu 380 % im Vergleich zur direkten Herstellung der Teile in Endgeometrie bietet. Die Umformung von AM-Blechen mit einem strukturierter Kern wird in dieser Arbeit erstmals untersucht. Drei AM-Werkstoffe - Hastelloy X, Edelstahl GP1 und Edelstahl 316L werden hinsichtlich ihrer Umformbarkeit und Eignung für Umformanwendungen charakterisiert. Alle Werkstoffe zeigen im Vergleich zu ihren konventionell hergestellten Pendanten unterschiedliche Eigenschaften, insbesondere bezüglich des anisotropen Verhaltens. Die Umformbarkeit ist mit Vergleichsdehnungen $\bar{\varphi} > 0,25$ noch sehr gut. Aufgrund der geringen Neigung zu anisotropem Verhalten wird der Edelstahl 316L verwendet, um die Nutzung von strukturierten AM-Blechen beim Biegen und Tiefziehen weiter zu untersuchen. Für das Biegen wird ein Prozessfenster entwickelt, das den minimalen Biegeradius $R_i/H = 2,35$ (R_i : Biegeradius an der Blechinnenseite, H : Blechdicke) aufweist. Die relative Dichte der Struktur ist ein entscheidendes Maß für die Umformbarkeit. Die Hauptversagensarten während des Biegens sind Faltenbildung im Deckblech oder ein Versagen der Deckbleche durch Reißen. Diese Versagensarten werden im Prozessfenster in Abhängigkeit von der relativen Dichte der Kernstruktur berücksichtigt. Die Versagensarten können durch numerische Simulationen auf der Grundlage der Materialcharakterisierung und eines analytischen Ansatzes zur Vorhersage der Faltenbildung in den Deckblechen ermittelt werden. Das Tiefziehen ist bei Blechen mit einem strukturierter Kern bis zu einem maximalen Tiefziehverhältnis $\beta = 1,4$ möglich. Dies ist ein geringerer Wert im Vergleich zu einem massiven AM-Blech derselben Dicke, das ein maximales $\beta = 1,65$ aufweist. Die Umformbarkeit von Blechen mit Kernstruktur wird durch die Kernstruktur selbst beeinflusst. Inhomogene Anbindungen zwischen dem Kern und den Deckblechen sind für Dehnungslokalisierungen verantwortlich, welche die Umformbarkeit einschränken. Die inhomogene Anbindung resultiert aus notwendigen Löchern im Kern, um Restpulver aus dem AM-Prozess zu entfernen. Zum Ende werden zwei neue Forschungsfelder beschrieben und erste Ergebnisse gezeigt. Hybride Sandwichbleche, die aus AM-Kernstrukturen und konventionell gewalzten Blechen bestehen, müssen verbunden werden, um die Größenbeschränkungen von AM-Maschinen zu überwinden. Ein weiteres Feld ist die Topologieoptimierung der Kernstruktur, für die eine Methodik mit ersten numerischen Ergebnissen gezeigt wird. Insgesamt bietet die neue Prozesskombination große Leichtbaupotenziale und Möglichkeiten zur Funktionsintegration in die Kernstruktur.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	vii
Vorabveröffentlichung von Inhalten	ix
Formelzeichen und Abkürzungen	xi
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Additive Fertigung	3
2.1.1 Allgemeine Prozessbeschreibung	3
2.1.2 Selektives Laserschmelzen	4
2.1.3 Werkstoffeigenschaften	6
2.1.4 Additive Fertigung in der Umformtechnik	6
2.2 Bleche mit Kernstruktur	13
2.2.1 Eigenschaften und Einsatzgebiete	13
2.2.2 Umformung und Versagensmechanismen	16
2.3 Fazit aus dem Stand der Technik	25
3 Zielsetzung	27
4 Analyse der neuen Prozesskette	29
4.1 Betrachtung der Zeiteffizienz	30
4.1.1 Pre-Prozess	32
4.1.2 Bau-Prozess	36
4.1.3 Post-Prozess	37
4.1.4 Zeiteffizienz der Prozesskette	41
4.2 Zwischenfazit	42
5 Fertigung und Charakterisierung der Werkstoffe	43
5.1 Additive Fertigung	43
5.2 Umformtechnische Charakterisierung	44
5.2.1 Hastelloy X	45
5.2.2 Edelstahl GP1	50
5.2.3 Edelstahl 316L	52
5.3 Vergleich der Werkstoffcharakteristika	58
5.4 Zwischenfazit und Werkstoffauswahl	61
6 Charakterisierung von Kerngeometrien für additiv gefertigte Blechhalbzeuge	63
6.1 Additive Fertigung der Strukturen	65
6.2 Elastische Eigenschaften der Einheitszellen	67

6.3	Plastische Eigenschaften der Einheitszellen	70
6.3.1	Druckbelastung	70
6.3.2	Schubbelastung	75
6.4	Zwischenfazit	82
7	Biegen von Blechhalbzeugen mit Kernstruktur	84
7.1	Freies Biegen	84
7.1.1	Dehnungen beim Biegen	84
7.1.2	Beulverhalten der Deckbleche	97
7.1.3	Prozessfenster für das Biegen	102
7.2	Gesenkbiegen	104
7.2.1	Aufbau und Probenfertigung	104
7.2.2	Trapezbiegen	107
7.2.3	U-Biegen	111
7.3	Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile	116
7.4	Fazit zum Biegen von Blechen mit Kernstruktur	119
8	Tiefziehen von Blechhalbzeugen mit Kernstruktur	121
8.1	Grenzziehverhältnis solider Bleche	121
8.2	Additive Fertigung der Halbzeuge mit Kernstruktur	122
8.3	Numerische Analyse des Tiefziehens von Blechen mit Kernstruktur	124
8.4	Experimentelle Erprobung des Tiefziehens	140
8.5	Prozessfenster für das Tiefziehen	144
8.6	Zwischenfazit	144
9	Zusammenfassung und Ausblick	146
9.1	Zusammenfassung	146
9.2	Ausblick	148
	Literaturverzeichnis	156
	Anhang A: Koeffizienten zur Bestimmung der Ersatzsteifigkeiten	163
	Anhang B: Ergebnisse der Topologieoptimierung	164
	Lebenslauf	CLXV

Vorabveröffentlichung von Inhalten

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

- Rosenthal, S., Platt, S., Hölker-Jäger, R., Gies, S., Kleszczynski, S., Tekkaya, A.E, Witt, G., 2019. Forming properties of additively manufactured monolithic Hastelloy X sheets. *Materials Science and Engineering: A* 753, S. 300–316.
- Rosenthal, S., Hahn, M., Tekkaya, A.E, 2019. Simulation approach for three-point plastic bending of additively manufactured Hastelloy X sheets. *Procedia Manufacturing* 34, S. 475–481.
- Pragana, J.P.M, Rosenthal, S., Bragança, I.M.F, Silva, C.M.A, Tekkaya, A.E, Martins, P.A.F, 2020. Hybrid additive manufacturing of collector coins. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 4 (4), S. 115–127.
- Rosenthal, S., Jost, E., Saldana, C., Clausmeyer, T., Hahn, M., Tekkaya, A.E, 2021. Combined computed tomography and numerical modeling for the analysis of bending of additively manufactured cellular sheets. In: Daehn, G., Cao, J., Kinsey, B., Tekkaya, E., Vivek, A., Yoshida, Y. (Eds.), *Forming the Future, Proceedings of the 13th International Conference on the Technology of Plasticity 753*, Springer International Publishing, Cham, S. 2099–2113.
- Pragana, J.P.M., Rosenthal, S., Alexandrino, P., Araújo, A., Bragança, I.M.F., Silva, C.M.A., Leitão, P.J., Tekkaya, A.E., Martins, P.A.F., 2021. Coin minting by additive manufacturing and forming. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 235 (5), S. 819–828.
- Rosenthal, S., Hahn, M., Tekkaya, A.E, Platt, S., Kleszczynski, S., Witt, G., 2022. Speeding up additive manufacturing by means of forming for sheet components with core structures. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 9 (4), S. 1021–1034.

Im Zusammenhang mit dieser Dissertation sind die folgenden Abschlussarbeiten entstanden:

- Allwörden, M., 2020. Machbarkeitsstudie zum Tiefziehen von additiv gefertigten Sandwichblechen mit strukturiertem Kern. Masterarbeit, TU Dortmund.
- Bechler, N., 2022. Formschlüssiges Fügen zur Herstellung von Sandwichblechen mit additiv gefertigtem Kern. Bachelorarbeit, TU Dortmund.
- Frigge, A., 2021. Beurteilung der mechanischen Leistungsfähigkeit additiv hergestellter Sandwichstrukturen. Masterarbeit, TU Dortmund.
- Greiten, P., 2020. Umformung additiv gefertigter Sandwichbleche - Eine Effizienzanalyse der kombinierten Prozesskette. Bachelorarbeit, TU Dortmund.

- Heideck, P., 2022. Simulative Entwicklung einer topologieoptimierten Einheitszelle. Projektarbeit, TU Dortmund.
- Vügten, S., 2020. Einfluss der Schubsteifigkeit und relativen Dichte auf das Umformverhalten von additiv gefertigten Sandwichelementen. Masterarbeit, TU Dortmund.
- Wigger, H., 2021. Entwicklung eines formschlüssigen Fügeverfahrens zur Herstellung von hybriden Sandwichverbundbauteilen. Masterarbeit, TU Dortmund.
- Willerscheid, J., 2020. Numerische und analytische Betrachtung des Versagens von additiv gefertigten Sandwichblechen unter Biegebelastung. Bachelorarbeit, TU Dortmund.
- Wimmelmeier, F., 2020. Konstruktion von einem modularen Werkzeugsatz für die Umformung von Sandwichblechen. Projektarbeit, TU Dortmund.
- Wimmelmeier, F., 2021. Tiefziehen additiv gefertigter Sandwichbleche mit strukturierten Kernen. Projektarbeit, TU Dortmund.

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
A_B	-	Bruchdehnung
A_{Kern}	mm^2	Querschnittsfläche des Kerns
$A_{\text{Plattform}}$	mm^2	Fläche der Bauplattform des AM-Prozesses
A_S	mm^2	Querschnittsfläche des Knickstabes
b	mm	Prüfbreite
c	mm	Spalt zwischen Gesenk und Stempel
C	mm	Kernhöhe
d	mm	Allgemein Wandstärke
d_H	mm	Wandstärke Honeycombstruktur
d_K	mm	Wandstärke Kugelstruktur
d_T	mm	Wandstärke Tragwerksstruktur
E	MPa	Elastizitätsmodul
e_{PV}	-	Pulver-Volumen-Effizienz
E_T	MPa	Tangentenmodul
E_V	J/mm^3	Energievolumendichte
F	N	Allgemein Kraft
F_{St}	N	Stempelkraft beim Tiefziehen
G	MPa	Schubmodul
H	mm	Gesamthöhe der strukturierten Bleche
H_{Bau}	Mm	Bauhöhe
h_s	mm	Spurbreite bei der additiven Fertigung
h_z	mm	Fertigungsschichtdicke bei der additiven Fertigung
I	mm^4	Flächenträgheitsmoment
k_f	MPa	Fließspannung
k_{f0}	MPa	Anfangsfließspannung
L	mm	Seitenlänge der Struktureinheitszellen
l_b	mm	Längenänderung unter Druckspannung
l_{frei}	mm	Ungestützte Länge der Deckbleche

l_k	mm	Kritische Knicklänge
l_t	mm	Längenänderung unter Zugspannung
l_y	mm	Tiefe des Bleches mit Zylinderwablen
M_{pl}	Nm	Plastisches Biegemoment
n_{BJ}	-	Anzahl an Baujobs
n_{ppj}	-	Anzahl herstellbarer Bauteile in einem Baujob
n_{total}	-	Gesamtanzahl hergestellter Bauteile
P	MPa/mm	Normierte Flächenlast
P_L	W	Laserleistung
R	mm	Radius
\mathbb{R}	-	Bestimmtheitsmaß
R_B	mm	Biegeradius an der Blechaußenkante
R_G	mm	Gesenkradius
r_{nB}	mm	Nutbahnabstand
R_1	MPa	Unterer Spannungswert für die E-Modul Bestimmung
R_2	MPa	Unterer Spannungswert für die E-Modul Bestimmung
R_i	mm	Biegeradius an der Blechinnenseite
R_{St}	mm	Stempelradius
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
R_z	μm	Gemittelte Rautiefe
$R_{z,form}$	μm	Gemittelte Rautiefe nach der Umformung der Halbzeuge
$R_{z,nominal}$	μm	Gemittelte Rautiefe nach dem additiven Fertigungsprozess
s	mm	Dicke der Zugproben
t_f	mm	Deckblechdicke
$t_{S,conv.}$	s	Absaugzeit bei der konventionellen Prozessroute
$t_{S,neu}$	s	Absaugzeit bei der neuen Prozessroute
u_i	mm	Verschiebung in i-Richtung
u_{St}	mm	Stempelweg beim Tiefziehen
V_B	mm^3	Genutztes Bauraumvolumen
$V_{B,rel}$	-	Relative Auslastung des Bauraumvolumens der SLM-Anlage
$V_{Bauteil}$	mm^3	Volumen des Bauteils
v_s	mm/s	Scangeschwindigkeit

w	mm	Prüflänge
W	mm	Seitenbreite der Struktureinheitenzellen
z_t	mm	Tischabstand beim ETV
α	°	Scherwinkel
γ	-	Scherdehnung
γ	-	Scherdehnung
Δy	mm	Elastische Durchbiegung
ε	-	Dehnung
ε_{el}	-	Elastischer Dehnungsanteil
ε_{normal}	-	Normaldehnung
ε_{pl}	-	Plastischer Dehnungsanteil
ε_{quer}	-	Querdehnung
ε_{stauch}	-	Dicken-Vergleichsdehnung
ϑ	°	Rotationswinkel der Fertigungsschichten bei der additiven Fertigung
λ	-	Schlankheitsgrad
λ_0	-	Schlankheitsgrenzwert
μ	-	Reibkoeffizient
ν_{ij}	-	Poissonzahl
ρ_{Kern}	-	Relative Dichte der Kernstruktur
σ	MPa	Wirkende Spannung
σ_G	MPa	Druckfestigkeit des Werkstoffs für Knickberechnung
σ_{krit}^J	MPa	Kritische Knickspannung nach Johnson
σ_P	MPa	Proportionalitätsgrenze / Fließgrenze
τ	MPa	Schubspannung/Scherspannung
φ_v	-	Von Mises Vergleichsumformgrad
χ	mm	Regressionsbreite für die FLC-Bestimmung
χ	mm	Regressionsbreite für die FLC-Bestimmung
Ψ_S	-	Absaug-Zeit-Faktor
\dot{V}_{Saug}	mm ³ /s	Volumenstrom des Saugers

Indizes

Index	Beschreibung
0	Zustand zum Zeitpunkt 0
1	Zustand zum Zeitpunkt 1
H	Honeycomb
ij	Angabe der Raumrichtungen in der Standard-Tensor-Schreibweise
ist	Ist-Wert
K	Kugel
max	Maximal
max	Maximal
min	Minimal
min	Minimal
Scher	Scherung
soll	Soll-Wert
stauch	Bezeichnung für Stauchversuche
T	Tragwerk
x	x-Koordinate, Richtungsangabe
y	y-Koordinate, Richtungsangabe
z	z-Koordinate, Richtungsangabe

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
AM	Additive Manufacturing/ Additive Fertigung
CAD	Computer Aided Design
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	Europäische Norm
FEM	Finite-Elemente-Methode
SLM	Selective Laser Melting

1 Einleitung

Aufgrund eines steigenden Bedarfs an leichten und gleichzeitig flexibel herstellbaren Bauteilen sehen sich Unternehmen einem wachsenden Innovationsdruck ausgesetzt. Produkte müssen in immer kürzeren Entwicklungszyklen zur Marktreife gebracht und einer konstanten Verbesserung unterzogen werden. Hier spielen die zunehmende Relevanz alternativer Mobilitätskonzepte und damit verbunden neuer Konzepte zur Fertigung zugehöriger Bauteile und Baugruppen eine zentrale Rolle. Bauteile müssen hohe Festigkeiten bei gleichzeitig hoher Steifigkeit erzielen. Hinzu kommt der Bedarf an integraler Bauweise von Baugruppen und Integration von Funktionen direkt in die Baugruppen. Die Kombination dieser Anforderungen stellt konventionelle Fertigungsverfahren wie die Umformung oder Zerspanung von Bauteilen vor schwer lösbare Herausforderungen. So ist beispielsweise die Umformtechnik hochproduktiv, jedoch mit Ausnahme der inkrementellen Blechumformung wenig flexibel hinsichtlich der Bauteilgeometrie oder der flexiblen Anpassung des Umformprozesses.

Im Hinblick auf eine flexible Fertigung stellt die additive Fertigung (AM) eine Technologie mit großem Potenzial dar. Der schichtweise Aufbau von metallischem Werkstoff bietet die Möglichkeit, hochkomplexe Bauteile mit integrierten Funktionen werkzeuglos herzustellen. Dabei ist die Auswahl an nutzbaren Werkstoffen mittlerweile vielfältig. Hochfeste Werkzeugstähle lassen sich ebenso verarbeiten wie duktile austenitische Edelstähle oder Nickel-Basislegierungen für Hochtemperaturanwendungen. Der Komplexitätsgrad der Bauteile spielt keine Rolle hinsichtlich der Baukosten oder Bauzeit. Diese hängen lediglich vom Bauteilvolumen ab und werden häufig auch als „complexity for free“ bezeichnet. Dennoch spielt bei dieser Technologie die Fertigungszeit eine limitierende Rolle im Vergleich zu anderen Verfahren. Dadurch beschränkt sich die additive Fertigung oft auf den Einsatz im Prototypenbau oder die Herstellung von Kleinstserien.

Zur Überwindung des Konfliktes aus produktiver und gleichzeitig flexibler Herstellung besteht die Möglichkeit der Kombination aus additiver Fertigung und der Umformtechnik. So können flexibel lastangepasste Halbzeuge mit integrierten Funktionen als strukturiertes Blech additiv hergestellt werden. In einem nachgelagerten Umformschritt kann das Halbzeug dann in seine finale Bauteilgeometrie umgeformt werden (**Bild 1.1**). Die so hergestellten Bauteile lassen sich perspektivisch beispielsweise als tragende Strukturbauteile in Batteriegehäusen einsetzen und mit zusätzlichen Sensor- oder Kühlfunktionen ausstatten.

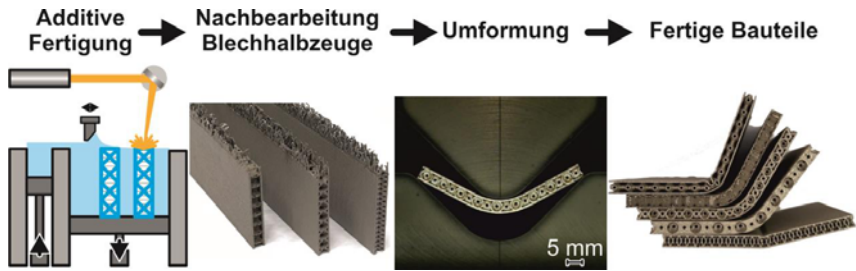


Bild 1.1: Neue Prozesskette aus additiver Fertigung von Blechhalbzeugen mit strukturiertem Kern und anschließender Umformung.

So wird im Rahmen dieser Arbeit erstmalig eine neuartige Prozesskette aus additiver Fertigung von Blechhalbzeugen und anschließender Umformung untersucht. Dabei werden die umformtechnischen Eigenschaften von additiv hergestellten strukturierten Blechen analysiert und die Umformeignung für verschiedene Prozesse analysiert.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die theoretischen Grundlagen der additiven Fertigung aufgezeigt. Dabei liegt der Fokus auf dem selektiven Laserschmelzen von Metallpulvern und den damit verbundenen Besonderheiten hinsichtlich Prozess- und Werkstoffeigenschaften. Der Einsatz der additiven Fertigung in der Umformtechnik schließt den Stand der Technik zur additiven Fertigung ab. Daran anschließend werden aktuelle Entwicklungen von Blechen mit strukturiertem Kern dargestellt.

2.1 Additive Fertigung

2.1.1 Allgemeine Prozessbeschreibung

Als additive Fertigung werden Fertigungsverfahren verstanden, die ein Bauteil durch Auf- oder Aneinanderfügen von Material direkt in der gewünschten Endgeometrie herstellen, wobei der schichtweise Auftrag am verbreitetsten ist. Der Einsatz produktbezogener Werkzeuge ist dabei nicht notwendig, was die additive Fertigung zu einem der flexibelsten Verfahren überhaupt macht. Dabei sind die Grundlagen, Verfahrensbeschreibung und Begriffsdefinitionen in der VDI-Richtlinie 3405 (2013) sowie in der DIN EN ISO/ASTM 52900 (2015) definiert und gemäß der DIN 8580 (2003) als urformendes Fertigungsverfahren einzuordnen. Trotz der umfangreichen technologischen Varianten im Bereich der additiven Fertigung ist der Prozessablauf aller Verfahren im Kern identisch und ist im **Bild 2.1** schematisch dargestellt. Die additive Fertigungskette lässt sich grundsätzlich in drei Prozessschritte einteilen: Der Pre-Prozess, der Bau-Prozess und der Post-Prozess. Im Pre-Prozess, also der Bauvorbereitung, wird das herzustellende Bauteil, welches als 3D-CAD-Modell vorliegen muss, über eine spezielle Software in ein digitales Schichtmodell überführt. Dieses sogenannte Slicing bildet die Grundlage für den additiven Fertigungsprozess und definiert über die Dicke der Schichten die Fertigungsauflösung in Baurichtung. Gleichzeitig müssen bauteilspezifische Überhänge, üblicherweise mit einem Winkel $<45^\circ$ (Adam, 2015), mit einer Supportstruktur abgestützt werden, welche ebenfalls in dem Schichtmodell integriert werden. Der anschließende Bau-Prozess zeichnet sich verfahrensübergreifend durch das Auftragen von Material und das Verbinden desselben mit der vorangegangenen Schicht aus. Dabei kann das Ausgangsmaterial in Form von Blechen, Folien oder Drähten vorliegen, aber auch als formloser Stoff in Form von Metall-/Kunststoffpulver, Flüssigharz oder in hybrider Form als Metallpulver, beigemischt in einem Kunststoffdraht. Das aufgebrauchte Material wird über eine Energiequelle, typischerweise ein Laser- oder UV-Licht, oder über eine beheizte Düse mit der vorherigen Schicht verbunden. Über ein sukzessives Absenken der Bauplattform und Auftragen von Material wird ein dreidimensionales Objekt erzeugt. Durch den schichtweisen Auftrag entsteht das für die additive Fertigung charakteristische Stufenmuster. Je dünner die aufgetragenen Schichten ausfallen, desto weniger stark ist auch der Stufeneffekt ausgeprägt (Gebhardt et al.,

2016). Nach Fertigstellung des Bauteils folgt ein Post-Prozess, in dem überschüssiges Material und aufgebaute Stützstrukturen entfernt werden.

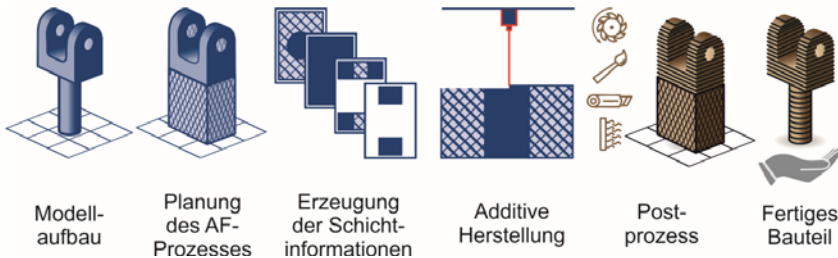


Bild 2.1: Grundlegender Ablauf der additiven Fertigung, (Darstellung nach Leopoldina, Nationale Akademie der Wissenschaften, 2020)

Einen umfassenden Überblick über die verschiedenen Verfahren der additiven Fertigung liefert Gibson et al. (2015). Im Rahmen dieser Arbeit wird schwerpunktmäßig das selektive Laserschmelzen mit Metallpulver behandelt.

2.1.2 Selektives Laserschmelzen

Als selektives Laserschmelzen (engl. Selective Laser Melting, SLM) wird das schichtweise auftragen und Verfestigen von Metallpulver mittels Laserstrahl bezeichnet.

Bild 2.2a zeigt eine Anlage für das SLM Verfahren, sowie im **Bild 2.2b** die wesentlichen Komponenten zur Fertigung von Bauteilen.

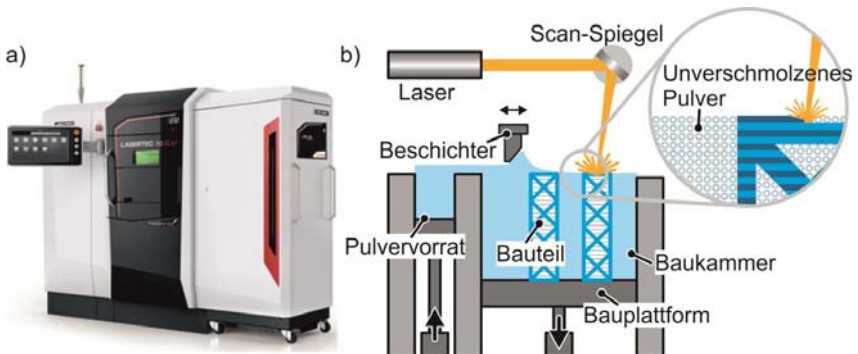


Bild 2.2: a) Anlage zum selektiven Laserschmelzen (DMG 30 SLM 2. Gen.) der DMG-Mori AG, b) schematische Prozessdarstellung des selektiven Laserschmelzens.

Der Prozess wurde grundlegend durch Fockele und Schwarze (1999) entwickelt und patentiert. Die Baukammer wird während des Prozesses dauerhaft mit einem Inertgas,

typischerweise Argon oder Stickstoff geflutet, um Oxidation, Schweißfehler und Sauerstoffaufnahme zu vermeiden. Über ein Pulverreservoir wird eine definierte Menge an Metallpulver vorbereitet und mithilfe der Beschichtereinheit gleichmäßig mit definierter Schichtstärke auf der Bauplattform verteilt. Das dort verteilte Pulver wird mit einem Laserstrahl lokal entsprechend eines 3D-Schichtmodells aufgeschmolzen und erzeugt somit ein solides Bauteil mit Dichten von annähernd 100 %. Dabei wird die Energievolumendichte E_V nach Gl. (2.1) so bemessen, dass die aktuell schmelzende Schicht ebenfalls mit der vorherigen Schicht verbunden wird.

$$E_V = \frac{P_L}{v_s \cdot h_s \cdot h_z} \quad (2.1)$$

Die in Gl. (2.1) enthaltenen Parameter sind die wichtigsten vom Benutzer einzustellenden Kern-Prozessparameter und beeinflussen maßgeblich die Bauteilqualität; P_L beschreibt die Leistung des Lasers; v_s die Scangeschwindigkeit; h_s den Spurbreitenabstand; h_z die Fertigungsschichtdicke. Neben den Kernparametern ist der SLM-Prozess insgesamt abhängig von ca. 150 wählbaren Parametern (Sehrt, 2010).

Durch die hohen Wärmeleitungen werden die Werkstoffeigenschaften maßgeblich beeinflusst, was hohe Eigenspannungen und Verzüge und lokale Aufhärtungen und Risse zur Folge haben kann (Mercelis und Kruth, 2006). Um einen prozesssicheren Ablauf zu gewährleisten, werden Stützkonstruktionen am Bauteil angebracht. Diese haben die Aufgabe, die Wärme aus dem Bauteil gleichmäßig abzuleiten, um einem wärmebedingten Verzug entgegenzuwirken, aber auch, um etwaig auftretende Spannungen abzufangen (**Bild 2.3**).

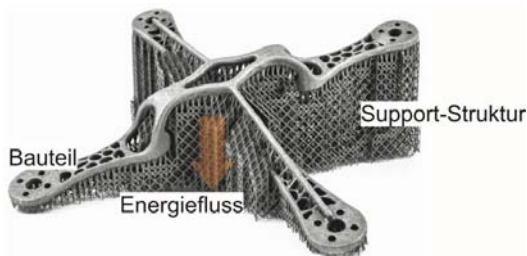


Bild 2.3: Stützkonstruktionen an additiv gefertigtem Bauteil (Darstellung erweitert nach Materialise, 2021).

So können die wärmeinduzierten Spannungen so groß werden, dass die Bauteile von der Bauplattform abreißen. Da die Stützstrukturen nach der Fertigung entfernt werden müssen, schränken diese das Design der Bauteile zum Teil erheblich ein. Das Entfernen der Stützstrukturen erfordert ein hohes Maß an Nacharbeit und das für die Fertigung ver-

wendete Pulver kann nicht wiederverwendet werden, was für eine Effizienz- und Wirtschaftlichkeitsbetrachtung des Prozesses zu berücksichtigen ist. Im Anschluss an die Belichtung des Pulvers wird die Bauplattform um ein Inkrement entsprechend der vorher definierten Schichtstärke heruntergefahren und der Ablauf beginnt von Neuem. Nicht belichtetes Pulver verbleibt im Bauraum und muss im Post-Prozess entfernt werden. So wird sukzessive ein solides metallisches Bauteil hergestellt (Gibson et al., 2015).

2.1.3 Werkstoffeigenschaften

Grundsätzlich lässt sich jede Metalllegierung, die auch schweißbar ist, mit Hilfe der additiven Fertigung verarbeiten. Nach aktuellem Stand der Technik sind diverse Edelmetalle, Vergütungsstähle, Werkzeugstähle, Nickel- und Titanlegierungen sowie Aluminium verarbeitbar (Gibson et al., 2015). Durch das vollständige Aufschmelzen und anschließende Abkühlen kleiner Volumina resultieren hohe Abkühlraten. So entstehen charakteristische Werkstoff- und Gefügeeigenschaften und es stellt sich eine dendritische Kristallorientierungen ein (Gäumann et al., 1999). Durch die sehr kleinen Schmelzbadgrößen $< 0,5$ mm (Cheng und Chou, 2015) wird die eingebrachte Wärme sehr schnell in das umliegende Substrat abgegeben, wodurch Abkühlraten in der Größenordnung von 10^7 K s^{-1} entstehen (Thijs et al., 2013). Das führt zu den in der additiven Fertigung charakteristischen kleinen Korngrößen. Da das umliegende Pulver eine isolierende Wirkung hat, wird die verbleibende Schmelzwärme durch das Bauteil bzw. die Substratplatte fast vollständig abgeleitet. Daraus resultiert in Kombination mit einem epitaxialen Kornwachstum eine stark ausgeprägte Textur (Wei et al., 2015). Die Materialkennwerte unterscheiden sich zum Teil deutlich von denen konventionell hergestellter Werkstoffe mittels Gießen oder Walzen. Typisch sind erhöhte Fließspannungen, reduzierte Bruchdehnungen und eine teilweise stark ausgeprägte Anisotropie des Werkstoffes in Abhängigkeit der Aufbaurichtung (Brenne, 2018).

2.1.4 Additive Fertigung in der Umformtechnik

Die additive Fertigung in der Umformtechnik ist kein Thema der Neuzeit. Bereits in den 80er-Jahren gab es Bestrebungen, mit dem Schicht-Laminat-Verfahren Werkzeuge schichtweise aus Blechlamellen herzustellen (Kunieda und Nakagawa, 1984). Aufgrund der aufwendigen Herstellung, Nacharbeit und des ausgeprägten Treppenstufeneffektes hat sich das Verfahren bisher jedoch nicht durchgesetzt. Dennoch erlebt dieses Verfahren aufgrund der effizienten Materialausnutzung aktuell eine Renaissance in der Forschung¹. Im Rahmen dieser Arbeit werden jedoch die pulverbasierten Verfahren in den Vordergrund gestellt und im Folgenden erörtert.

¹ Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) - Projektnummer 426515407: Reduzierung des Treppenstufeneffektes bei aus Blechlamellen geschichteten Werkzeugen mittels additiver und umformtechnischer Nachbearbeitung

Werkzeugbau

Der Einsatz additiver Fertigungstechnologien in der Umformtechnik ist stark fokussiert auf die Herstellung von Werkzeugen für die Anwendung in unterschiedlichen Umformprozessen. So gibt es Ansätze, durch integrierte Funktionselemente wie Sensoreinheiten und Kühl- oder Schmierstoffkanäle die Prozessfenster von Umformprozessen zu erweitern, mit dem Ziel einer erhöhten Wirtschaftlichkeit (Lehmhus et al., 2016). Für das Strangpressen von Aluminium haben Hölker und Tekkaya (2016) ein hybrides Werkzeugkonzept entwickelt. Dabei werden Strangpresswerkzeuge mit Kühlkanälen und Kavitäten für Thermosensoren versehen und auf einem Werkzeugrohling additiv aufgebaut. Durch die erhöhte Kühlleistung kann so die Pressgeschwindigkeit um 300 % erhöht werden, ohne dass Heißrisse auftreten (**Bild 2.4**).

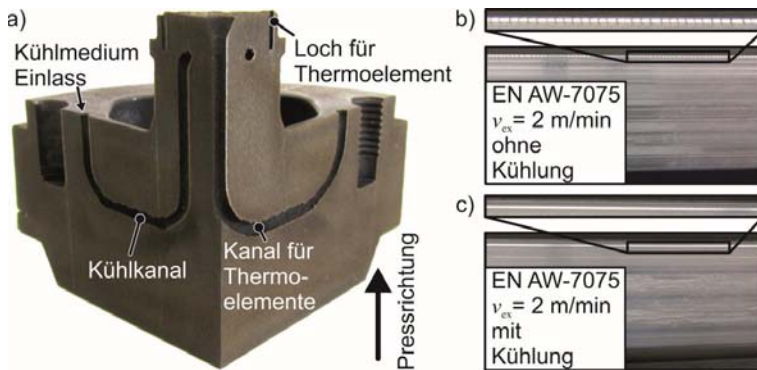


Bild 2.4: a) Strangpresswerkzeug mit konturnahen Kühlkanälen (Hölker und Tekkaya, 2016; Hölker, 2014), b) Heißrisse beim Strangpressen ohne Kühlung und c) keine Heißrisse bei Einsatz des gekühlten Werkzeugs (Hölker, 2014)

Ein weiteres Anwendungsgebiet additiv gefertigter Werkzeuge ist die Warmblechumformung bzw. das Presshärten. Dabei werden hohe Abkühlraten >27 K/s (Karbasian und Tekkaya, 2010) benötigt, was durch in das Werkzeug integrierte Kühlkanäle realisiert wird. Auf konventionellem Wege werden diese gebohrt und mit Stopfen verschlossen. Eine oberflächen- und konturnahe Kühlung ist so nicht möglich. Durch den Einsatz von additiven Fertigungstechnologien kann hier die Kühlleistung der Werkzeuge gesteigert werden. Cortina et al. (2018) evaluieren das Potenzial von konturnahen Kühlkanälen für Presshärtewerkzeuge, die durch den LPA-Prozess auf einem Werkzeugrohling hergestellt wurden. Dabei wurde durch die konturnahe Kühlung eine um 13 % verbesserte Wärmeabfuhr und eine homogenere Temperaturverteilung erreicht (**Bild 2.5a**). Müller et al. (2013) erzielte durch die Fertigung eines gekühlten Werkzeugeinsatzes sogar eine bis zu sechsfach höhere Kühlleistung als konventionell gekühlte Werkzeuge bei einer

Reduzierung der Haltezeit im Werkzeug von 50 % (**Bild 2.5b**). Insgesamt führten die Maßnahmen so zu einer Effizienzsteigerung von 20 %.

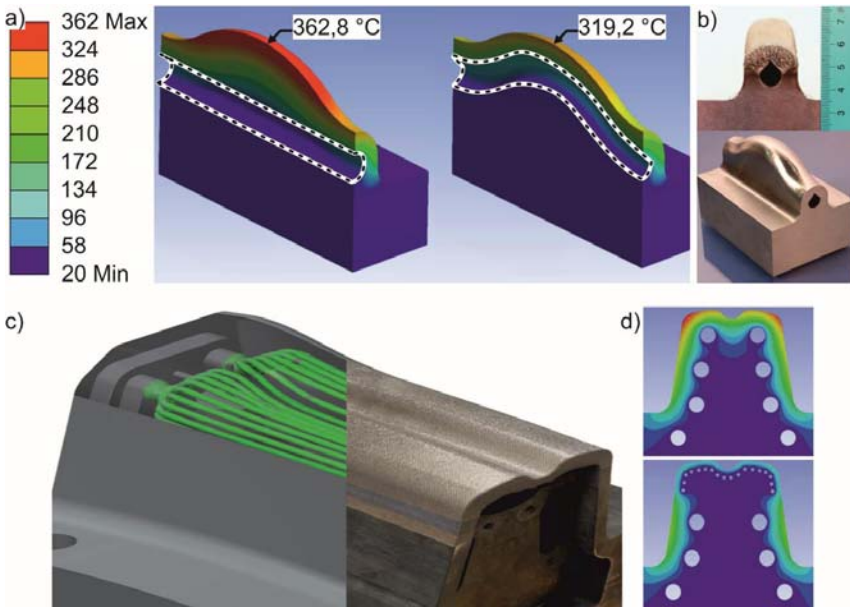


Bild 2.5: a) Temperaturverteilung im Presswerkzeug mit gebohrten und konturnahen Kühlkanälen und b) hergestelltes Werkzeug mittels LPA (Cortina et al., 2018), c) Presshärtewerkzeug mit konturnahen Kühlkanälen, hergestellt mittels SLM (Müller, 2013) und d) Vergleich der Temperaturverteilung ohne (oben) und mit (unten) konturnahen Kühlkanälen (Müller et al., 2013)

Junker et al. (2015) analysiert das Einsatzspektrum von additiv gefertigten Werkzeugen aus dem Werkstoff 1.2709 für den Einsatz in Schmiedewerkzeugen. Dabei wurde eine starke Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften von den verwendeten Laser-Pulver-Auftragsschweiß (LPA)-Prozessparametern festgestellt. Die mechanischen Eigenschaften werden als ausreichend für den Einsatz in Schmiedewerkzeugen angesehen. Zukünftig sollten Stähle mit höheren Kohlenstoffgehalten und dementsprechend höheren Härten und Festigkeiten qualifiziert werden, um den wachsenden Anforderungen auch an die Umformung höchstfester Stähle gerecht zu werden.

Stanz- und Biegewerkzeuge werden von Asnafi et al. (2020) für das Trennen von 1 mm und 2 mm dickem DP600-Stahl qualifiziert. Durch die Verwendung einer Topologieop-

timierung können die Fertigungszeiten der Werkzeuge und die effektive Materialausnutzung verbessert werden (**Bild 2.6**). Die Masse kann dadurch bei gleicher Werkzeugstandzeit um mehr als die Hälfte reduziert werden.

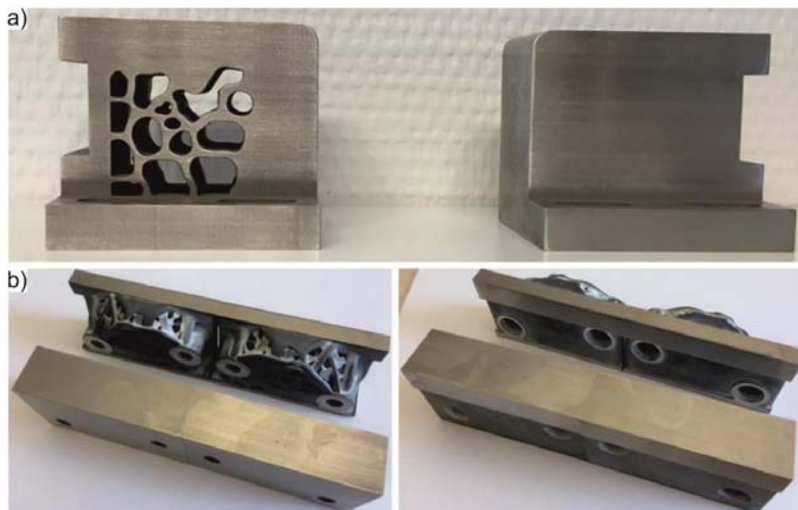


Bild 2.6: Additiv gefertigte Umformwerkzeuge, a) Vergleich topologieoptimiertes und solides Biegewerkzeug nach 50.000 Hüben, b) Vergleich topologieoptimiertes und solides Stanzwerkzeug nach 100.000 Hüben (Asnafi et al., 2020)

Die Vorteile der additiven Fertigung gehen zulasten einer verringerten Prozesseffizienz durch lange Bauzeiten, was den breitgestreuten Einsatz in der Industrie aktuell noch stark limitiert. Durch den Einsatz hybrider Prozessketten kann diese Hürde überwunden werden. Additive Fertigungsketten sollen erweitert werden, um die hergestellten Bauteile auf konventionellen Maschinen innerhalb der Fertigungsumgebung weiterverarbeiten zu können (Strong et al., 2017).

Hybride Prozesse und Umformung von additiv gefertigten Bauteilen

Hybride Prozessrouten aus additiver Fertigung in Kombination mit der Umformtechnik werden aktuell nur sehr eingeschränkt genutzt. Es gibt von Merklein et al. (2016) Ideen, additiv gefertigte Elementen auf ein umgeformtes Blechhalbzeug aufzubringen (**Bild 2.7a**). Das Erzeugen und Umformen von Versteifungselementen auf Blechhalbzeugen beschreibt Bambach et al. (2017) (**Bild 2.7b**).

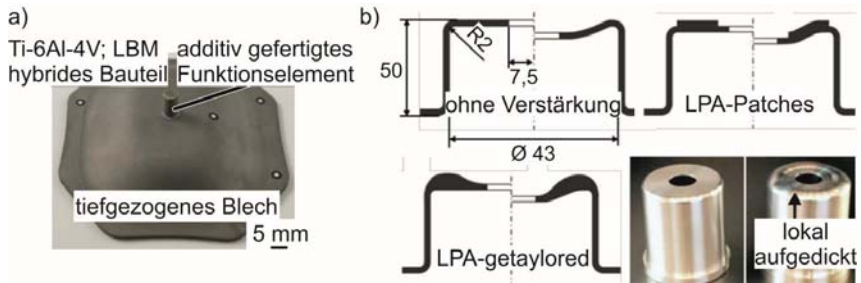


Bild 2.7: a) Mittels Laser-Beam-Melting (LBM) auf einem tiefgezogenen Blech aufgetragenes Funktionselement (Merklein et al., 2016), b) Tiefgezogener Napf mit lokalen Verstärkungselementen mittels LPA (Bambach et al., 2017)

Die inkrementelle Umformung von additiv lokal aufgedickten Blechen zur Reduzierung der Blechdurchdringung wurde von Ambrogio et al. (2019) erforscht. Auf einem Blechhalbzeug wird mittels SLM eine erhöhte Wandstärke erzeugt, so dass bei der nachfolgenden inkrementellen Umformung die Abweichung von der Soll-Geometrie im Vergleich zu unverstärkten Blechen reduziert werden kann. Die Vorteile des Glattwalzens mittels drahtbasierte additive Fertigung hergestellter Bauteile zeigt Colegrove et al. (2013). Durch das Glattwalzen der Oberflächen nach der additiven Fertigung und Abkühlung auf Raumtemperatur können durch diesen Bearbeitungsschritt die prozessinhärenten Eigenspannungen abgebaut und der Wärmeverzug reduziert werden. Zusätzlich wird durch die plastische Deformation der Schweißstelle eine Kornfeinung beim Auftrag der nächsten Schicht ermöglicht. Eine weitere Prozesskombination aus inkrementeller Umformung und additiver Fertigung wurde von Hölker et al. (2014) erfunden. Das Patent umfasst zwei Konzepte: In einer geeigneten Maschine zum kombinierten LPA und Fräsen wird ein Blech mit einem Drückstichel inkrementell umgeformt. Im Anschluss wird auf das umgeformte Blech mittels LPA ein Funktionselement aufgebracht. Die Oberfläche dieses Elementes, welche prozessbedingt eine hohe Rauheit aufweist, wird mittels eines Glattwalzprozesses eingeebnet (**Bild 2.8**). Der gesamte Prozessablauf findet in einer Aufspannung statt. Tebaay et al. (2020) zeigen die Herausforderungen dieser Technologie auf. Die Herausforderung besteht in einer geeigneten Prozessführungsstrategie aus Umformung und anschließendem LPA auf Bleche mit einer Dicke von etwa 0,5 mm. Pragana et al. (2020a) stellen eine Prozesskombination aus LPA, Fräsen und inkrementeller Umformung vor. Damit wird in ein großvolumiges Bauteil, welches über den LPA-Prozess hergestellt wird, inkrementell umgeformt. (**Bild 2.9**).

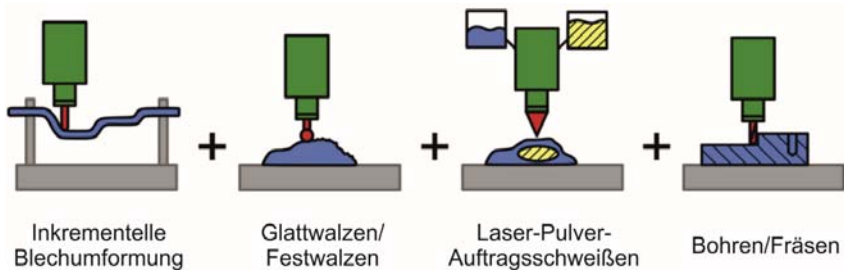


Bild 2.8: Prozesskombination aus inkrementeller Blechumformung und LPA (Hölker et al., 2014)

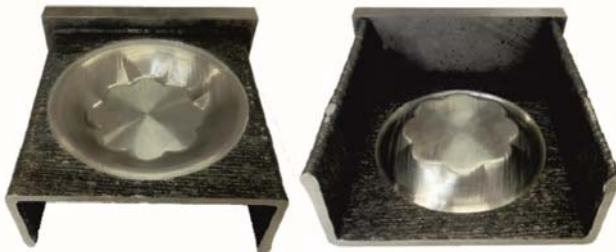


Bild 2.9: Inkrementell umgeformtes LPA-Bauteil (Pragana et al., 2020a)

Die Herstellung eines Halbzeuges mittels des drahtbasierten Auftragschweißens für eine Schmiedenumformung wird von Silva et al. (2017) präsentiert, um Materialausschuss zu vermeiden (**Bild 2.10**).



Bild 2.10: Additive Herstellung eines Schmiederohlings (Silva et al., 2017)

Anschließend wird dieses zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften abgepresst. Die Aluminiumlegierung AA5083 wird hinsichtlich ihres Formänderungsvermögens nach dem additiven Auftrag charakterisiert und zeigt ähnliche Materialeigenschaften wie konventionell hergestelltes Aluminium AA5083. Merklein et al. (2021) stellt eine Prozesskombination aus Blechmassivumformung und additiver Fertigung von

Zahnradflanken vor. Die Zahnflanken werden auf ein ebenes Blech mittels SLM aufgetragen und in einem kombinierten Tiefzieh- und Fließpressprozess in ein rotationsymmetrisches Bauteil überführt (**Bild 2.11**).

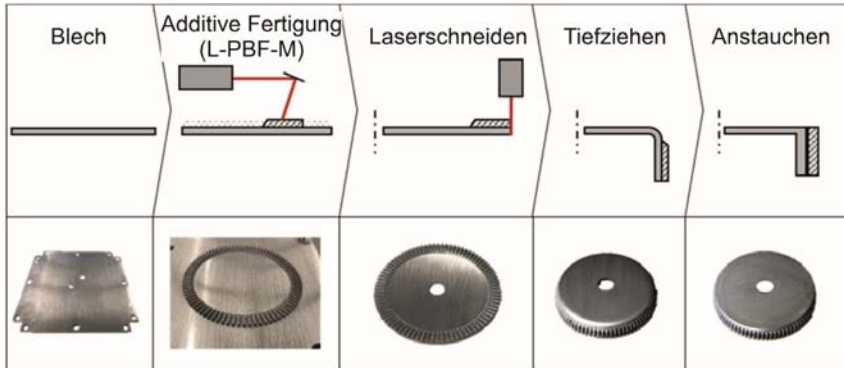


Bild 2.11: Hybride Zahnräder, hergestellt aus einer Prozesskombination aus additiver Fertigung und Umformung (Merklein et al., 2021)

Eine Prozesskombination zur Herstellung einer Sammlermünze stellen Pragana et al. (2020b) vor. Sammlermünzen-Halbzeuge werden mit filigranen Elementen additiv hergestellt und im Anschluss beidseitig geprägt (**Bild 2.12**).

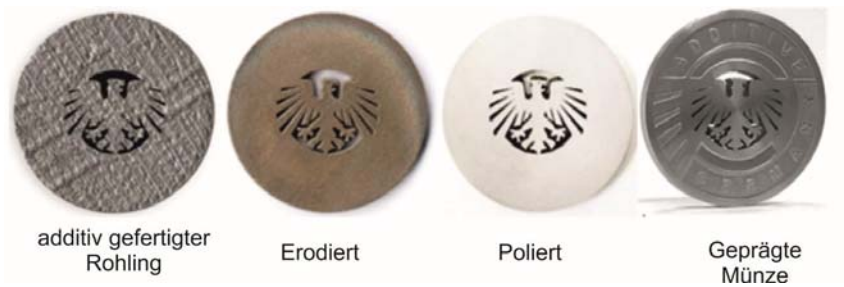


Bild 2.12: Münzen hergestellt aus additiv gefertigten Rohlingen und geprägt (Pragana et al., 2020b)

Die genannten Prozesskombinationen verfolgen das Ziel, die Vorteile der additiven Fertigung positiv im Kontext der Umformung einzusetzen. Dabei spielen vor allem eine effiziente Materialausnutzung oder lokale Verstärkungselemente, die durch die additive Fertigung ermöglicht werden, eine tragende Rolle. Die Beeinflussung der Materialeigenschaften findet beispielsweise durch plastische Deformation der Bauteiloberflächen oder der aufgetragenen Schichten statt. Die Nutzung von additiv gefertigten Halbzeugen hingegen beschränkt sich aktuell auf Schmiede- und Prägeoperationen ebenfalls unter

dem Aspekt der effizienten Materialausnutzung. Eine Herstellung von Leichtbauteilen als Halbzeug mittels additiver Fertigung und dadurch eine Steigerung der Prozesseffizienz der additiven Fertigung, ist bisher nicht bekannt.

2.2 Bleche mit Kernstruktur

2.2.1 Eigenschaften und Einsatzgebiete

Bleche mit Kernstrukturen – ähnlich zu Sandwichverbunden – bestehen aus einem strukturierten Kern, welcher von zwei Deckblechen eingeschlossen ist (**Bild 2.13**). Dabei wird typischerweise ein schubsteifer Kern verwendet, um ein relatives Verschieben der Deckbleche zueinander zu verhindern. Dieser muss in Dickenrichtung eine ausreichende Steifigkeit erzielen, um den Abstand der Deckbleche zueinander gewährleisten zu können. Der Kern ist so gestaltet, dass die Deckbleche hinreichend gegen lokale Instabilitäten wie lokales oder globales Beulen abgestützt sind. Zur Biegesteifigkeit tragen die Kerne üblicherweise durch ihre geringe relative Dichte nicht bei. Die entstehenden Spannungen und Dehnung bei Belastung werden über die Deckbleche mit hohen Festigkeiten übertragen. Im Gesamten entsteht so ein Bauteil mit großer Steifigkeit bei geringem Gewicht (Allen, 1969). Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass es neben Blechen bzw. Bauteilen mit strukturiertem Kern auch Elemente mit homogener Kernschicht wie Polymerschäume, Papiereinlagen oder Metallschäume gibt (Klein, 2013). Auf diese Elemente wird im Rahmen dieser Ausarbeitung nicht weiter eingegangen.

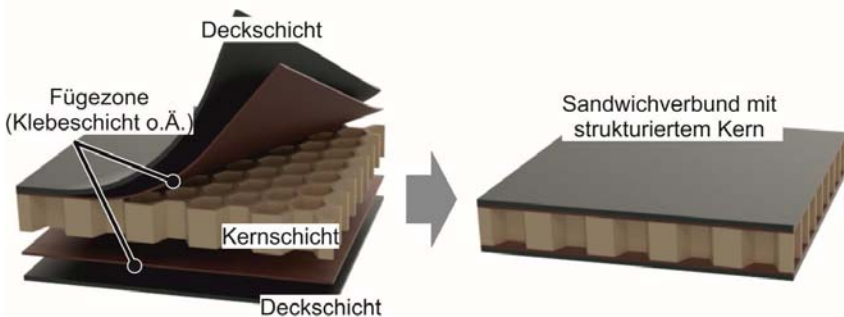


Bild 2.13: Schematischer Aufbau eines Sandwichbleches mit strukturiertem Kern

Anwendung finden Bleche mit strukturierten Kernen als Sandwichverbund, bestehend aus Deckblech und Kern, die stoffschlüssig miteinander verbunden sind. Dabei sind die Einsatzszenarien vielfältig. Anwendung im Bauwesen, Fahrzeugbau, Schiffbau und der Luft- und Raumfahrt sind möglich (Davies, 2001). Die Bleche mit strukturiertem Kern zeigen gegenüber geschäumten Kernen eine um bis den Faktor 10 größere Steifigkeit bei gleicher relativer Dichte (Ashby, 2011). Durch das hohe vorteilhafte Verhältnis von

Steifigkeit und Gewicht eignen diese sich exzellent für Leichtbauanwendungen. Ebenfalls können je nach Aufbau der Verbunde auch hohe Energieabsorptionen erzielt werden und bei richtiger Materialauswahl gute thermische und akustische Eigenschaften (**Bild 2.14**). Idealerweise sollte ein funktionales Bauteil gleichermaßen alle Kriterien in Bild 2.14 erfüllen, was jedoch nur eingeschränkt möglich ist (Zhu et al., 2010).

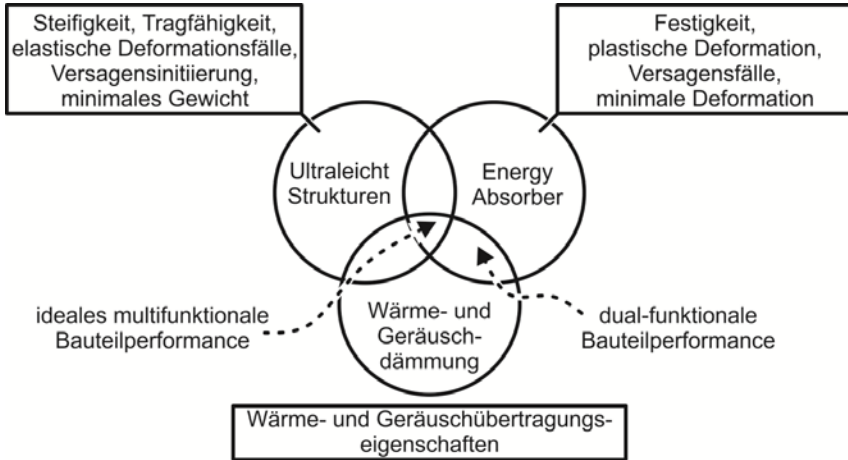


Bild 2.14: Anwendungsfelder von Sandwichblechen in der Automobilindustrie (Zhu et al., 2010)

Grundsätzlich lassen sich Bleche mit strukturiertem Kern in 2D- und 3D-Strukturen einteilen (**Bild 2.15**). Dabei sind die Kerngeometrien periodisch aufgebaut und bestehen im Falle der 2D-Geometrien aus rechteckigen prismatischen Kernen oder im Falle der 3D-Geometrien aus Tragwerksstrukturen. Je nach Anforderungen können die Kerne variabel orientiert werden, um die mechanischen Eigenschaften zu beeinflussen oder eine kanalartige Struktur zum Transport von Flüssigkeiten zu ermöglichen. Bei der Auswahl einer Kerntopologie für den Crashfall ist darauf zu achten, dass ein möglichst langes Plateau im Spannungs-Dehnungsverlauf erreicht wird, da dadurch ein hohes Maß an Energie absorbiert werden kann (Deshpande et al., 2001).

Der indische Stahlproduzent Tata Steel stellte 2015 das Sandwichprodukt „Cretinium“ mit strukturiertem Wabenkern aus Polypropylen und Deckblechen aus Stahl vor. Bei Dicken von 10 mm – 28 mm können so Steifigkeiten zwischen $36000 \text{ kNm}^2/\text{m}$ bis $415000 \text{ kNm}^2/\text{m}$ erzielt werden. Das Material findet z. B. Anwendung in Boden- und Seitenplatten von Nutzfahrzeugen und LKW (Pflug, 2016).



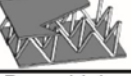
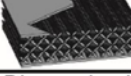
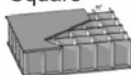


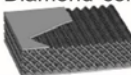
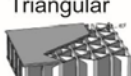

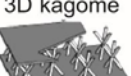
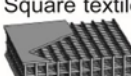
Periodische Strukturen			
2D		3D (Tragwerk)	
Honeycombs	Prismatisch	Tragwerk	Textil
Hexagonal 	Triangular 	Tetrahedral 	Diamond textile 
Square 	Diamond 	Pyramidal 	Diamond collinear 
Triangular 	Navtruss 	3D kagome 	Square textile 

Bild 2.15: Einteilung von periodisch angeordneten strukturierten Kernen (Wadley, 2006; Zhu et al., 2010)

Das Material eignet sich hervorragend für Leichtbauanwendungen von ebenen Bauteilen und ist einfach zu verarbeiten. Durch den Kern aus Polypropylen ist jedoch die Umformeingung sowie die Schweißbarkeit stark eingeschränkt (Tata Steel, 2015).

Die Firma Plascore Inc. hat sich auf die Herstellung von Honeycomb-Sandwichblechen mit Stahl- und Aluminiumkernen spezialisiert und fertigt Bleche mit Kernstruktur in den Dicken zwischen 3 mm bis 76 mm. Die Anwendungsgebiete liegen im Bereich der Luft- und Raumfahrt, Schifffahrt sowie Transportindustrie. Durch den Aufbau aus Stahl und Aluminium lassen sich die Bauteile schweißen und auf kleine Krümmungen biegen (Plascore, 2021).

Durch das hohe Leichtbaupotenzial der Bleche mit strukturiertem Kern eignen diese sich in besonderer Weise für den Leichtbau in Kombination mit dem Schutz vor äußerer Gewalteinwirkung wie beispielsweise bei einem Unfall. Ein von Halimah et al. (2019) vorgestelltes Konzept sieht ein Anwendungsfall in dem Gehäuse von Lithium-Ionen-Batterien von elektrischen Fahrzeugen (**Bild 2.16a**). Die Lithium-Ionen Batterien müssen gegen äußere Deformationen besonders geschützt werden, da in dem Fall von austretendem Elektrolyt die Gefahr einer Reaktion mit Sauerstoff besteht und als Folge ein Feuer oder eine Explosion entstehen kann. Dabei bieten die Bleche nicht nur im Crashfall Schutz, sondern auch während des gesamten Einsatzes gegenüber Bodenwellen oder Steinschlag. Das große Potenzial von Sandwichverbunden mit strukturiertem Kern zeigt das SLRV-Projekt des Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt. Dabei wird ein leichtes Brennstoffzellenfahrzeug zum Großteil aus Sandwichverbundplatten für den urbanen Raum entwickelt (Bild 2.16b). Das Fahrzeug erreicht so bei einem Gewicht von

400 kg eine effektive Reichweite von 400 km (DLR, 2020). Durch den Aufbau aus Aluminiumblechen ist auch die Struktur des Fahrzeuges im Crashfall sicher.

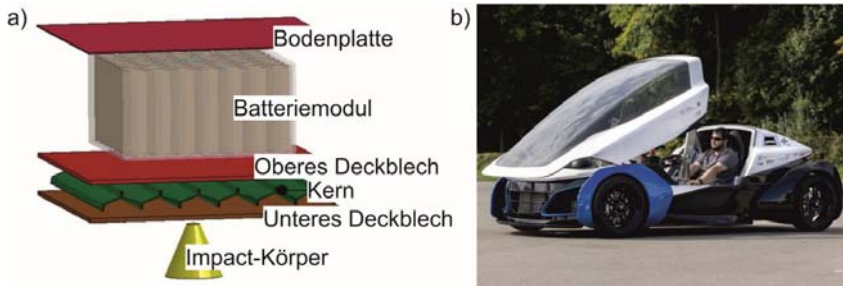


Bild 2.16: a) Bleche mit strukturiertem Kern als Schutz für Lithium-Ionen Batterien (Halimah et al., 2019), b) Safe Light Regional Vehicle (SLRV) (DLR, 2020)

2.2.2 Umformung und Versagensmechanismen

Eine besondere Herausforderung bei der Verarbeitung von Blechen mit strukturiertem Kern stellt die Formgebung dar. Aufgrund der inhomogenen Materialverteilung und damit verbundenen Anfälligkeit für lokale und globale Versagensfälle beschränkt sich ein Großteil der Anwendungen auf ebene oder nur leicht gekrümmte Bauteile. Für den statischen Lastfall treten dabei die im **Bild 2.17** abgebildeten Versagensfälle auf.

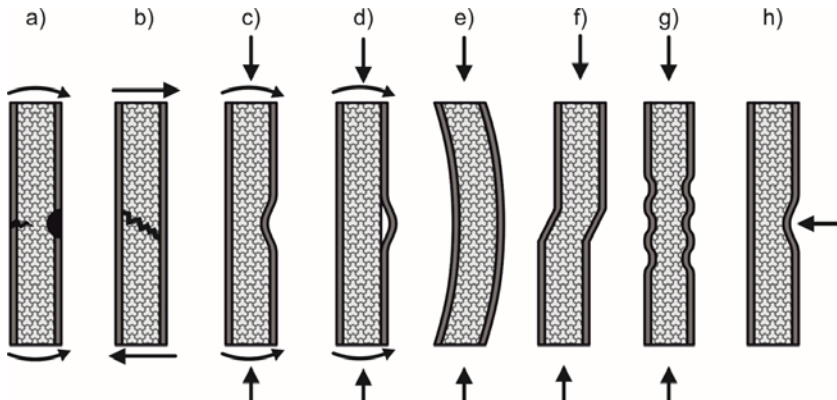


Bild 2.17: Versagensfälle in Sandwichbauteilen, a) Deckblechversagen, b) Kern-Schub-Versagen, c-d) Deckblechbeulen, e) Globales Beulen, f) Scher-Beulen, g) Deckblechknittern, h) Lokale Eindrückung (Zenkert, 1997)

Diese legen die Einsatzgrenzen fest und sind in Zenkert (1997) ausführlich beschrieben. Die folgenden Betrachtungen beschränken sich auf die Umformung von Sandwichblechen mit strukturiertem Kern und die dabei auftretenden Versagensfälle. Für den Fall einer Umformung durch eine Ziehbiegeoperation identifizieren Mohr und Straza (2005) vier charakteristische Versagensfälle (**Bild 2.18**). Dabei wird das Sandwichbauteil hin- und wieder zurückgebogen, sodass eine U-Form entsteht. Die Auslegung einer Umformoperation wird meist durch ein gleichzeitiges Auftreten mehrerer Versagensfälle zugleich erschwert.

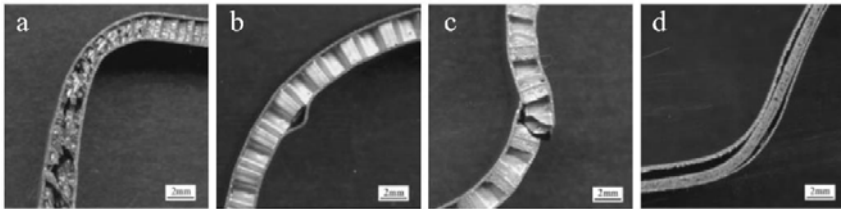


Bild 2.18: Versagensarten bei der Umformung von Sandwichblechen, a) Scherversagen des Kerns, b) Faltenbildung des Deckblechs, c) Reißen des Deckblechs, d) Delamination von Deckblech und Kern (Mohr und Straza, 2005)

Scherversagen des Kerns

Durch die relative Längenänderung der Deckbleche zueinander beim Biegen kommt es zu hohen Scherbelastungen im Bereich der Kernstruktur. Zusätzlich entstehen Druckspannungen in Blechdickenrichtung, welche zwar die Verbindungsfestigkeit an den Fügstellen von Deckblech und Kern erhöhen, aber ebenso die Scherfestigkeit des Kernmaterials reduzieren (Mohr und Straza, 2005). Erreicht die Scherspannung im Kern die Scherfestigkeit des Kernmaterials, kommt es zu dem im Bild 2.18a dargestellten Versagen.

Faltenbildung des Deckblechs

Neben der Übertragung der Scherkräfte während der Umformung ist die Hauptaufgabe des Kerns das Abstützen der Deckbleche. So wird ein Ausknicken der Deckbleche aufgrund von Druckspannungen vermieden. Bei strukturierten Kernen ergibt sich die Besonderheit, dass der Kern nur eine inhomogene Abstützung gewährleistet und somit ein Ausknicken der nicht angebundnen Deckblechstellen stattfinden kann. Diese Versagensart tritt auf, wenn die maximale Druckspannung in Folge der Umformoperation die inelastische Knickfestigkeit der Deckblechzwischenräume überschreitet (Seong et al., 2010b). Durch das Einbeulen des Deckblechs nach innen kann auch die Kernstruktur in Dickenrichtung kollabieren. Knickt das Blech hingegen nach außen aus, besteht die Möglichkeit, dass sich das Deckblech wie im Bild 2.18b vom Kern löst.

Reißen der Deckbleche

Ein Reißen der Deckbleche findet üblicherweise auf der zugbelasteten Seite des Sandwichbleches statt. Übersteigen die Zugspannungen in den Deckblechen die Zugfestigkeit des Deckblechmaterials kommt es zum Reißen und Versagen der Deckbleche. Dadurch kann anschließend ein Bruch des Kernmaterials wie im Bild 2.18c gezeigt eintreten. Kleine Biegeradien und hochfeste Kernmaterialien begünstigen diese Versagensart (Mohr und Straza, 2005).

Delamination von Deckblech und Kern

Eine Delamination von Deckblech und Kern tritt auf, wenn die Scherkräfte an der Fügestelle größer als die Festigkeit des Fügемaterials sind. So sollte diese Verbindung stoffschlüssig ausgeführt werden, um diese Versagensart zu unterbinden (Nutzmann, 2007). Bei konventionellen Herstellungsverfahren wird der Kern mit dem Deckblech verklebt, verlötet oder verschweißt und ist dann schwächer als das Kern- oder Deckblechmaterial. Dadurch kommt es zum Versagen der Fügestelle vor Erreichen der Fließspannung (Mohr und Straza, 2005). Durch die Trennung von Deckblech und Kern wird das Blech im Bild 2.18d zwar umgeformt, jedoch ist keine schubfeste Verbindung mehr vorhanden und der Verbund verliert seine mechanische Integrität (Mohr, 2005).

Zur Vermeidung von Instabilitäten bei der Umformung von Blechen mit strukturiertem Kern entwickeln Ogden et al. (1965) Bleche mit strukturiertem Kern aus TI-6Al-4V, welche sich über eine Warm-Rollumformung bei 870°C auf einen Biegeradius von der zehnfachen Gesamtdicke umformen lassen (**Bild 2.19a**). Die Besonderheit besteht darin, dass die freien Bereiche zwischen dem Titan-Kern mit Baustahl ausgefüllt sind und somit für eine Stabilisierung der Deckbleche und des Kerns bei der Umformung sorgen (Bild 2.19b). Das Füllmaterial wird nach erfolgreicher Umformung in Salpetersäure ausgewaschen.

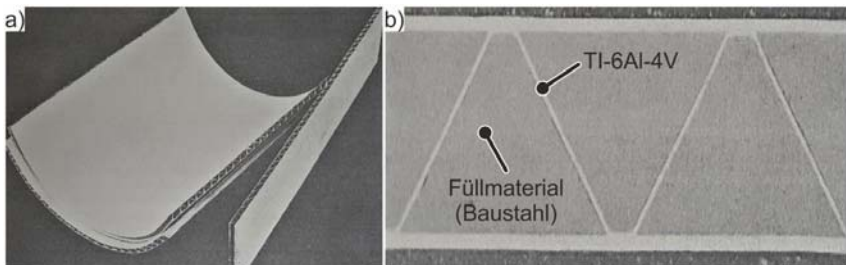


Bild 2.19: a) Bleche mit Kern aus TI-6Al-4V nach Rollumformung, b) Füllmaterial zur Abstützung des Kerns und der Deckbleche (Ogden et al., 1965)

Ein hohes Potenzial für metallische Sandwichblechverbunde ergibt sich durch die Verwendung im Automobilssektor. Hier liegen die Anforderungen in der Verarbeitung der

Halbzeuge über konventionelle Umformprozesse und –Maschinen sowie einer Schweißbarkeit der Bauteile (Mohr, 2003).

In nachfolgenden Untersuchungen entwickelt Mohr (2005) eine Auslegungssystematik für Sandwichverbunde unter der Annahme, dass ein Scherversagen der Kernschicht den dominanten Versagensfall bei einer Umformung darstellt. Dazu testet er wie im **Bild 2.20** dargestellt zwei unterschiedliche Sandwichbleche in einem U-Biegeversuch mit Niederhalter. Dabei tritt als erster Versagensfall eine zu große Scherung und somit ein Versagen der Kernschicht auf. Die Deckbleche bleiben in diesem Fall intakt. Als Probenmaterial nutzt er Bleche mit einem Stahlfaserkern (Bild 2.20a). Die Stahlfasern sind mit den Deckblechen und untereinander verlötet und besitzen eine relative Dichte im Kern von 10 % (Bild 2.20c). Daneben findet ein Sandwichblech mit perforiertem Kern Verwendung (Bild 2.20b). Hier ist der Kern aus Edelstahl ebenfalls über eine Lötverbindung mit den Deckblechen verbunden und die relative Dichte beträgt ca. 10% (Bild 2.20d). Um das in den Experimenten dominierende Scherversagen zu unterbinden, entwickelt Mohr (2005) eine Systematik zur Auslegung von umformbaren Sandwichblechen mit der Anforderung, dass sich die Kernschicht nur elastisch deformieren darf. Die Annahmen und das mechanische Modell sind im **Bild 2.21** zu erkennen. Unter der Annahme, dass die Kernschicht sich nur elastisch deformieren darf, entwickelt er die Gleichung (2.2), welche die Scherbelastung τ_{re} des Kerns beim U-Biegen mit Niederhalter in Abhängigkeit der Prozessparameter angibt. Die zugehörigen Prozessgrößen sind im Bild 2.21b gezeigt. Für eine erfolgreiche Umformung ohne Scherversagen müssen entsprechende Kerngeometrien eine Mindestscherfestigkeit τ_{re} aufweisen. Diese definiert er als den Fließbeginn τ_s unter Scherung der Kernschicht (Bild 2.21c). Es muss also gelten $\tau_s > \tau_{re}$.

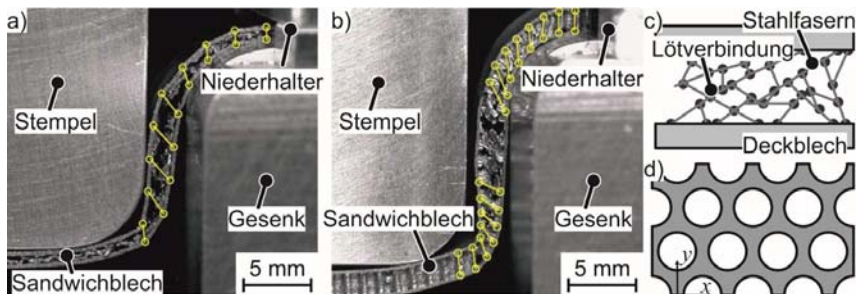


Bild 2.20: a) Scherversagen an einem Stahlfaser-Sandwichblech, b) Scherversagen an einem Blech mit perforiertem Kern, c) Schematischer Aufbau des Stahlfaser-Sandwichblech, d) Schematische Darstellung des perforierten Kerns (ergänzt nach Mohr, 2005)

Als weiteres wichtiges Auslegungskriterium nennt Mohr (2005) die Deckblechdehnungen, die sich durch die Höhe des Verbundes und den Biegeradius ergeben. Der Deckblechwerkstoff muss so ausgewählt werden, dass die Duktilität ausreichend ist, um die aufkommenden Dehnungen ertragen zu können.

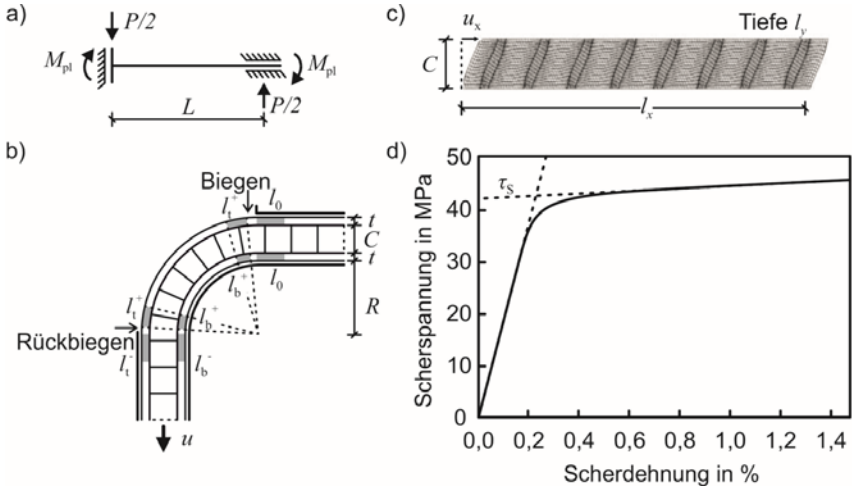


Bild 2.21: a) Freikörperbild zur Berechnung der Prozesskräfte, b) Mechanisches System des U-Biegens mit Niederhalter, c) Numerisches Modell zur Bestimmung der Scherfestigkeit, d) Scherspannungs-Scherdehnungsdiagramm mit der Definition der Scherfestigkeit τ_s (Mohr, 2005)

$$\frac{\tau_{re}}{\sigma_0} = 2 \left(\frac{t}{C} \right) \left[(\epsilon_t^+ - \epsilon_b^+) + \frac{E_T}{\sigma_0} [(\epsilon_t^+)^2 + (\epsilon_b^+)^2] \right] \quad (2.2)$$

$$\epsilon_t^+ = \ln \left(1 + \frac{\epsilon^*}{2 + \epsilon^*} \right) \quad (2.3)$$

$$\epsilon_b^+ = \ln \left(1 - \frac{\epsilon^*}{2 + \epsilon^*} \right) \quad (2.4)$$

$$\epsilon^* := \frac{C + t}{R + \frac{1}{2}t} \quad (2.5)$$

τ_{re} : erforderliche Scherfestigkeit

σ_0 : Anfangsfließspannung

E_T : Tangentenmodul

Auf Grundlage seiner analytischen Beschreibung analysiert Mohr (2005) den Umformvorgang und kommt zu dem Schluss, dass die erforderliche Scherfestigkeit für eine Umformoperation eines strukturierten Bleches mindestens um eine Zehnerpotenz höher liegt als die von konventionellen Sandwichverbunden mit strukturiertem Kern. Das bedeutet, dass die relativen Dichten der Kernschicht ebenfalls um ein Vielfaches höher liegen – 35% bis 50%.

Ein Sandwichblech, welches diese Anforderungen erfüllen soll entwickeln Seong et al. (2008) mit den sogenannten „dimple cores“. Dabei handelt es sich wie im **Bild 2.22a** gezeigt um antisymmetrisch gegeneinander angeordnete Halbkugeldome. Diese können im Sandwichverbund mit einer Dicke von 2,2 mm in einem inkrementellen Biegeprozess auf einen Biegeradius von 330 mm umgeformt werden (**Bild 2.22a**). Als wichtigsten Einflussfaktor während der Umformung identifizieren Seong et al. (2008) den Abstand der Anbindungspunkte des Deckblechs an den Kern. Dieser Abstand beeinflusst maßgeblich den identifizierten Versagensfall des Ausbeulens der Deckbleche.

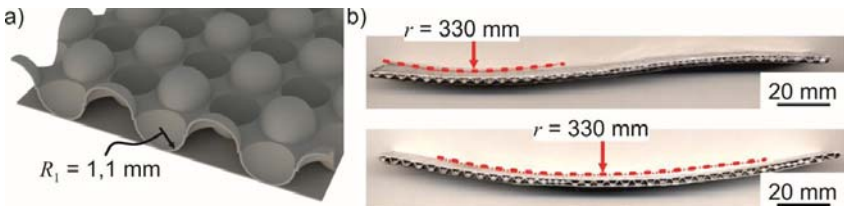


Bild 2.22: a) „Dimple cores“ als Kernschicht, b) Gebogene Bauteile (Seong et al., 2008)

Eine Weiterentwicklung der „dimple cores“ sind die „sheared dimple cores“, entwickelt von Seong et al. (2010b), welche zusätzlich eine Halbierung der Kugeldöme beinhalten, die gegeneinander verschert sind. Im **Bild 2.23** wird der Vorteil dieser Konfiguration ersichtlich.

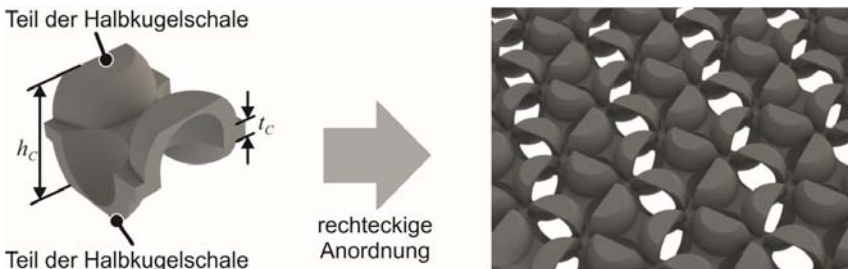


Bild 2.23: "Sheared dimple cores" (nach Seong et al., 2010b)

Durch die Scherung der Halbkugeln ergibt sich eine geringere freie Länge, in der das Deckblech ungestützt ist. Somit kann einem Ausbeulen der Deckbleche, wie es in den Arbeiten von Seong et al. (2008) aufgetreten ist, entgegengewirkt werden. Ein weiterer Vorteil dieser Anordnung ergibt sich durch die erhöhte Schubfestigkeit des Kerns. Den neuartigen Kern nutzen Seong et al. (2010b) zur Analyse der Umformeigenschaften von Sandwichblechen mit strukturiertem Kern. Dabei beschränken Sie sich auf Sandwichverbunde mit einer Gesamtdicke von 3 mm und Deckblechen von 0,5 mm Dicke. Mit Hilfe der Gleichungen von Mohr (2005) (siehe Gl. (2.2)) legen sie das Sandwichblech für einen U-Biege-Prozess aus. Das Blech wird mit einem Niederhalter mittig fixiert und um das Untergesenk im **Bild 2.24a** herumgebogen. So treten je nach gewählten Prozessparametern, Biegeradius R und Spalt zwischen Stempel und Unterwerkzeug c , unterschiedliche Versagensarten auf. Bei der korrekten Wahl von $c = 3,3$ mm und $R = 10$ mm lässt sich das Verbundblech versagensfrei umformen. Somit ergibt sich ein Biegeverhältnis aus Biegeradius R und Gesamtdicke H von $R/H = 3,33$ (Bild 2.24b). Eine Vergrößerung des Spaltes c wirkt sich positiv auf die Umformung aus und führt wie im Bild 2.24d zu einem Gutteil, jedoch mit reduziertem Biegewinkel.

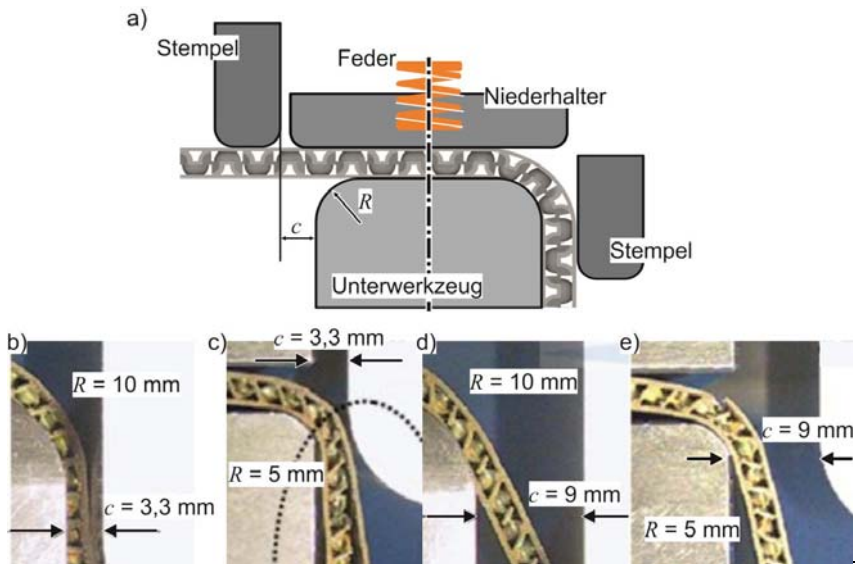


Bild 2.24: Experimenteller Aufbau der Versuche von Seong et al. (2010a) und Seong et al. (2010b), a) Schematischer Aufbau des U-Biegeversuchs, b) Erfolgreiches Biegen, b) Scherversagen beim Biegen, c) Vergrößerter Spalt zwischen Stempel und Unterwerkzeug, d) Versagen der Deckbleche

Bei einer Verringerung des Biegeradius R kommt es in Abhängigkeit des gewählten Spaltes c entweder zu einem Scherversagen zwischen Deckblech und Kern (Bild 2.24c) oder bei einer Vergrößerung von c zu einem Versagen des Deckbleches (Bild 2.24e). Ein Versagen der Deckbleche lässt sich hierbei auf zu große Dehnungen zurückführen, weil der kritische Biegeradius unterschritten wird. Ein Versagen aufgrund von Scherung wie im Bild 2.24c resultiert aus einer reduzierten Verbindungsfestigkeit in der Fugezone. Das Deckblech und der Kern sind durch eine Lötverbindung zusammengefügt. Seong et al. (2010b) schlussfolgern daraus, dass je nach gewählten Prozessparametern das Sandwichblech entweder in einen scherdominierten Umformmechanismus übergeht – das ist der Fall für einen großen Spalt c zwischen Unterwerkzeug und Stempel. Wird der Spalt c jedoch klein gewählt akkumulieren sich die Scherspannungen während der Umformung und es kommt vornehmlich zu einem Versagen unter Scherung oder zu einer starken Scherdeformation der Kernschicht. Eine erweiterte Analyse der Biege- und Scherdeformation unternehmen Seong et al. (2010a) indem sie mit Hilfe eines numerischen und analytischen Modells aufzeigen, dass der Abstand zwischen Stempel und Unterwerkzeug die Scherdeformation der Kernschicht maßgeblich beeinflusst. Darauf aufbauend nutzen sie einen dreistufigen Umformvorgang zur Herstellung eines Stoßfänger-Prototypen aus dem strukturierten Sandwichblech (**Bild 2.25**). Dabei wird das Blech zunächst mittig in ein Gesenk eingeformt (Bild 2.25a) und in der zweiten Umformstufe mit einem erhöhten Abstand zwischen Stempel und Gesenk an den Rändern umgebogen (Bild 2.25b). Dadurch werden die vorher genannten erhöhten Schubspannungen reduziert. In der letzten Stufe wird dann ohne einen Spalt das Blech in die finale Form gebogen (Bild 2.25c).

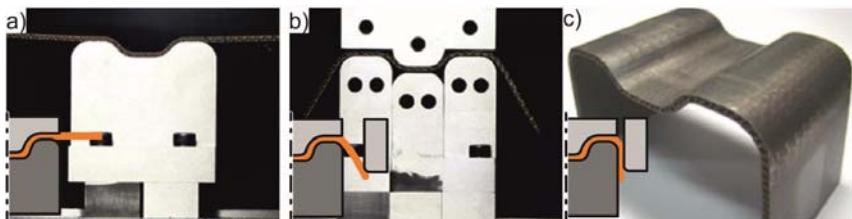


Bild 2.25: Umformstufen zur Herstellung eines Stoßfängers aus dem "sheared dimple core" Blech, a) Erste Umformstufe, b) Zweite Umformstufe, c) Fertiges Bauteil (nach Seong et al., 2010a)

Das Umformverhalten von Kagome-Tragwerkststrukturen aus Polypropylen untersuchen Hwang et al. (2015) anhand eines Dreipunkt-Biegeversuchs (**Bild 2.26a**). Dabei identifizieren sie, dass die Umformarbeit entweder in eine Scherdeformation des Kerns, ein Zusammendrücken des Kerns oder in ein Beulen der Deckbleche geht (Bild 2.26b). Aus den Ergebnissen schlussfolgern sie, dass für eine gute Umformbarkeit der Kern in einen scherdominierten Zustand übergehen sollte.

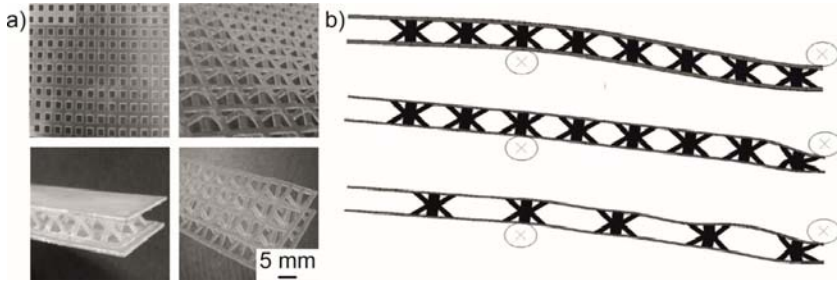


Bild 2.26: a) Kagome-Tragwerksstrukturen aus Polypropylen, b) Umgeformte Strukturen (Hwang et al., 2015)

Die Umformung großflächiger Sandwichhalbzeuge aus Aluminium EN-AW 4343 und Aluminium 3668 untersuchen Cai et al. (2018a). Die Kernschicht besteht dabei aus einer Struktur ähnlich einem Eierkarton bzw. Kegelstümpfe (engl. egg-box like), welche über eine Lötverbindung mit den Deckblechen verbunden ist (**Bild 2.27a**). Im Rahmen einer FEM-Studie werden die Sandwichbleche in einem im Bild 2.27b dargestellten, flexiblen Gesenk (engl. multi-point forming) in eine dreidimensional gekrümmte Geometrie umgeformt. Dabei tritt das für Sandwichbleche typische Versagen in Form von Deckblechbeulen in weiten Teilen der druckbelasteten Deckschicht auf (**Bild 2.27c**). Im Bild 2.27d ist zu erkennen, dass das Deckblech nach innen ausknickt und im eigentlich druckbelasteten Deckblech positive wahre Dehnungen auftreten, die auf eine lokale Biegung des Deckbleches zurückzuführen sind. Mit zunehmender Dicke des Deckbleches reduziert sich auch die Neigung zum Ausbeulen. In nachfolgenden experimentellen Untersuchungen formen Cai et al. (2018b) erfolgreich Sandwichbleche mit einer Dicke von 4 mm und 8,7 mm versagensfrei auf einen Biegeradius von $R = 350$ mm bzw. $R = 500$ mm um. Zur Vorhersage der Rückfederung der Sandwichbleche aus Bild 2.27 entwickeln Liang et al. (2018) ein halbanalytisches FEM-basiertes Modell. Mit zunehmender Krümmung erhöht sich bei der Umformung auch die Rückfederung. Die Genauigkeit des Modells reduziert sich ebenfalls mit zunehmender Krümmung. Aufbauend auf den vorangegangenen Arbeiten untersuchen Liang et al. (2020) das Umformverhalten bei Variation der geometrischen Parameter der Kernschicht bei den Sandwichblechen aus Bild 2.27. So ist die Umformbarkeit der Bleche vor allem von der Dicke der Bleche abhängig. Dünne Bleche (Dicke < 4 mm), die auch eine feingliedrige Kernstruktur haben, versagen üblicherweise in einer globalen Beulmode, sodass das Blech im gesamten seine Form verliert. Dicke Bleche (Dicke 4-10 mm) versagen üblicherweise lokal durch ein Ausbeulen der Deckbleche. Neben der Dicke spielt auch die Größe der Kernstruktur eine Rolle. Je kleiner die Abstände der einzelnen Einheitszellen sind, desto weniger anfällig für ein Versagen während der Umformung ist das Blech.

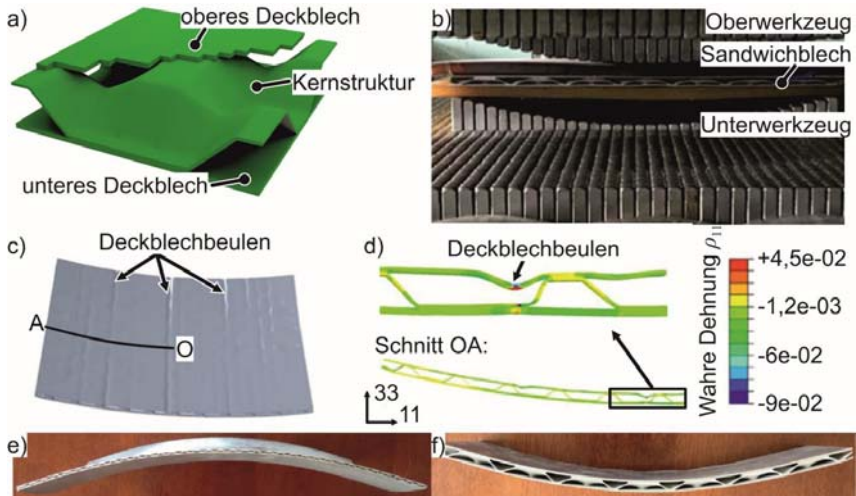


Bild 2.27: a) Sandwichblech mit Kernstruktur ähnlich einem Eierkarton, b) Umformwerkzeug (multi-point forming), c) FEM-Ergebnis des umgeformten Sandwichbleches auf einen Biegeradius $R = 1000$ mm, d) Deckblechbeulen des Sandwichbleches (Cai et al., 2018a), e) Blech mit einer Dicke von 4,5 mm umgeformt auf einen Radius $R = 350$ mm und f) Eine Dicke von 8,7 mm umgeformt auf einen Biegeradius $R = 500$ mm (Cai et al., 2018b)

2.3 Fazit aus dem Stand der Technik

Eine Möglichkeit den Leichtbaugrad zu steigern bieten Sandwichverbundbleche mit strukturierten Kernen, welche vollständig aus einer Stahllegierung gefertigt werden. Die Grundlagen der Sandwichbauweise sind in diesem Kapitel dargestellt. Im Vergleich zu Standardblechen besitzen diese bei gleichem Gewicht eine höhere strukturelle Steifigkeit. Die Herstellung von gekrümmten Bauteilen aus Blechen mit Kernstruktur ist jedoch herausfordernd. So treten bei der Umformung von Sandwichblechen aufgrund der inhomogenen Abstützung der Deckbleche durch den strukturierten Kern Versagensfälle wie das Ausbeulen oder Reißen der Deckbleche oder ein Versagen der Kernschicht auf. Diese müssen über eine Ausgestaltung der Kern- und Deckschicht verhindert werden. Dafür fehlt es an konkreten Gestaltungsrichtlinien der Kernstruktur. Zur Herstellung von lastangepassten Bauteilen bietet sich die additive Fertigung an, deren Verfahrensgrundlagen in diesem Kapitel beschrieben sind. Die additive Fertigung mit Metallpulver – das selektive Laserstrahlschmelzen, ist eines der flexibelsten Fertigungsverfahren, das aktuell zur Verfügung steht. Aufgrund des schichtweisen Aufbaus ist die Effizienz jedoch geringer als bei Umform- oder Fräsprozessen. Deshalb gibt es Bestrebungen, die

additive Fertigung mit anderen Verfahren zu kombinieren, um eine Steigerung der Prozesseffizienz zu erreichen. Eine Möglichkeit besteht in der Kombination aus additiver Fertigung mit der Umformtechnik. Hierzu gibt es Arbeiten, die besonders auf die Möglichkeit der freien geometrischen Gestaltung mit Hilfe der additiven Fertigung zur Herstellung von Werkzeugen mit integrierten Kühlkanälen abzielen. Zur Verbesserung der Werkstoffeigenschaften gibt es Arbeiten, in denen die Oberfläche von additiv gefertigten Bauteilen über eine Walzoperation eingeebnet und verbessert wird. Die Herstellung von belastungsangepassten Leichtbaublechen mit strukturiertem Kern als Halbzeug für eine umformtechnische Weiterverarbeitung ist noch nicht erforscht. Hier besteht ein Forschungsbedarf, inwiefern sich additiv hergestellte Bauteile für eine umformtechnische Nachbearbeitung eignen. Besonders hinsichtlich der umformtechnischen Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften sind keine aussagekräftigen Arbeiten vorhanden. Auch eine Evaluierung über die Beurteilung der Prozesseffizienz steht aus. Darüber hinaus gilt es die umformtechnischen Eigenschaften von additiv gefertigten Blechen mit strukturiertem Kern zu charakterisieren, um große Krümmungen für das finale Bauteil realisieren zu können, ohne die strukturelle Integrität des fertigen Bauteils zu schwächen.

3 Zielsetzung

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Schaffung eines grundlegenden Prozessverständnisses für die Umformung von additiv gefertigten Bauteilen. Im Vordergrund der Betrachtungen stehen die Umformung additiv gefertigter Bleche mit strukturiertem Kern für Leichtbauanwendungen sowie die Entwicklung und Analyse umformbarer Kernegeometrien. Aus dem vorangegangenen Kapitel ist die grundsätzliche Möglichkeit zur Umformung von metallischen Sandwichverbunden für große Krümmungen hervorgegangen. Die Umformung von Sandwichblechen mit strukturiertem Kern für Biegeverhältnisse in der Größenordnung der doppelten Blechdicke wurde bisher nicht genauer betrachtet. Gänzlich unbeachtet bleibt bisher die additive Fertigung zur Herstellung umformbarer Bleche mit Kernstruktur. Daher ist eine wesentliche Erweiterung zum Stand der Technik die Kombination beider Technologien, – die der additiven Fertigung zur Halbzeugherstellung und die anschließende Umformung der Halbzeuge in die finale Geometrie. Untersuchungsgegenstand sind übergeordnet die drei Themengebiete:

- Analyse der Prozesskette aus additiver Fertigung von Blechhalbzeugen mit anschließender Umformung.
- Umformtechnische Werkstoffcharakterisierung und Bewertung der Umformeignung additiv gefertigter Bauteile.
- Umformverhalten von Blechen mit strukturiertem Kern für das Biegen und Tiefziehen.

Zur Erweiterung des Standes der Kenntnisse in diesem Bereich werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Erarbeitung der folgenden wissenschaftlichen Ziele angestrebt:

Im **Kapitel 4** wird die neuartige Prozesskette aus additiver Fertigung und Umformung in Endgeometrie analysiert. Die Betrachtung der Fertigungszeiten und das Herausarbeiten des Vorteils der Fertigungseffizienz sind Inhalte, die den großen Vorteil der neuen Prozesskombination im Vergleich zur Endgeometrienahen Fertigung motivieren. Die für die Auslegung und Analyse der Umformung von Blechen mit strukturiertem Kern notwendigen Materialkennwerte werden im **Kapitel 5** analysiert. Es werden drei Werkstoffe hinsichtlich ihrer umformtechnischen Eigenschaften charakterisiert. Hier wird auf die Unterschiede zu konventionell hergestellten Blechwerkstoffen und die grundsätzliche Eignung additiv gefertigten Werkstoffes für die umformtechnische Weiterverarbeitung eingegangen. Darauf aufbauend wird der Werkstoff für die weitere Analyse der Umformung ausgewählt. Im **Kapitel 6** werden die elastischen und plastischen Eigenschaften von Kernegeometrien für die Blechhalbzeuge erforscht. Dabei wird das Verhalten der Kernstrukturen in umformtechnisch relevanten Lastfällen separiert analysiert. Die Untersuchungen zur Umformung von Blechhalbzeugen mit Kernstruktur findet im **Kapitel 7** statt. Hier wird das Freibiegen, Gesenkbiegen und U-Biegen von den Blechen analysiert und die Prozessgrenzen sowie charakteristische Eigenschaften und Besonder-

heiten herausgearbeitet. Es werden Versagensmerkmale sowie der Einfluss der Kerngeometrie auf die Umformung analysiert. Die Herstellung komplexerer Bauteile durch das Tiefziehen wird im **Kapitel 8** betrachtet. Dabei wird auf dem Grundlagenwissen der Biegeoperationen aus dem vorangegangenen Kapitel aufgebaut. Für das Tiefziehen werden ebenfalls Prozessfenster für eine Übertragbarkeit der Ergebnisse erarbeitet.

Aus den im Verlauf dieser Arbeit resultierenden neuen Erkenntnissen ergibt sich ein Gesamtbild, welches die grundlegenden Eigenschaften der Umformbarkeit von additiv gefertigten Bauteilen und Blechhalbzeugen beleuchtet. Darauf aufbauend lassen sich neuartige Technologien und Blechbauteilsysteme für zukünftige High-Performance-Anwendungen erschaffen.

4 Analyse der neuen Prozesskette

Die Additive Fertigung bietet durch ein hohes Maß an erreichbarer Geometrie­komplexität und Prozessflexibilität großes Leichtbaupotenzial. Dadurch eröffnen sich vielfältige Möglichkeiten zur Gestaltung last- und funktionsangepasster Bauteile mit innenliegenden Leichtbaustrukturen oder integrierten Funktionselementen. Diese Vorteile wirken sich negativ auf die Prozesseffizienz aus und machen diese Technologie für den großflächigen Einsatz in der Industrie aktuell noch herausfordernd. Eine Herangehensweise zur Überwindung der Hürde der verringerten Effizienz additiver Fertigung ist die Kombination mit etablierten Technologien und Fertigungsverfahren. Dazu bietet sich die umformtechnische Weiterverarbeitung additiv gefertigter Halbzeuge an. Im Folgenden wird die neue Prozesskette aus additiver Fertigung der Halbzeuge mittels Selektivem Laserschmelzen mit anschließender Umformung in Endgeometrie beleuchtet.²

Bild 4.1 zeigt den grundsätzlichen Aufbau der neuartigen Prozesskette. Blechhalbzeuge mit einer feingliedrigen Kernstruktur und Decklagen (ähnlich dem Aufbau von Sandwichverbunden) werden mittels Selektivem Laserschmelzen aus einem metallischen Werkstoff hergestellt. Dabei werden Halbzeuge als ebene Bauteile erzeugt, die sich mit einer sehr hohen Packungsdichte im Bauraum der additiven Fertigungsmaschine anordnen lassen. Dadurch wird die Auslastung der Maschine maximiert. In einem nachgelagerten Schritt werden die so erzeugten Halbzeuge durch eine Umformoperation in ihre finale Endgeometrie gebracht.

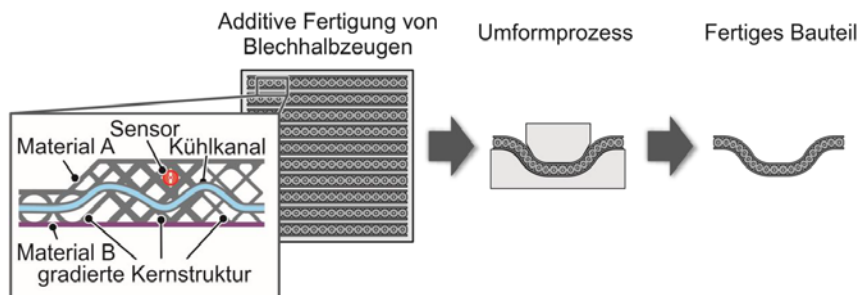


Bild 4.1: Neue Prozessroute – Additive Fertigung der Halbzeuge mittels Selektivem Laserschmelzen und anschließende Umformung in Endgeometrie

Durch die Kombination dieser beiden Fertigungstechnologien ergibt sich ein Produktivitätsvorteil im Vergleich zur direkten additiven Fertigung in Endgeometrie. Im Folgenden

² Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit P. Greiten im Rahmen ihrer Bachelorarbeit zum Thema „Umformung additiv gefertigter Sandwichbleche - Eine Effizienzanalyse der kombinierten Prozesskette“ entstanden

den werden detailliert die Prozessrouten zur Herstellung von Bauteilen mittels der direkten additiven Fertigung in Endgeometrie und die neue kombinierte Prozesskette aus additiver Fertigung mit anschließender Umformung gegenübergestellt und analysiert. Teile des folgenden Kapitels sind in Rosenthal et al. (2022) veröffentlicht.

4.1 Betrachtung der Zeiteffizienz

Um den zeitlichen Vorteil der neuen Prozesskette, also die Zeiteffizienz, analysieren zu können muss diese mit der konventionellen additiven Fertigung von Bauteilen direkt in Endgeometrie verglichen werden. **Bild 4.2** zeigt die beiden Prozessrouten im Vergleich.

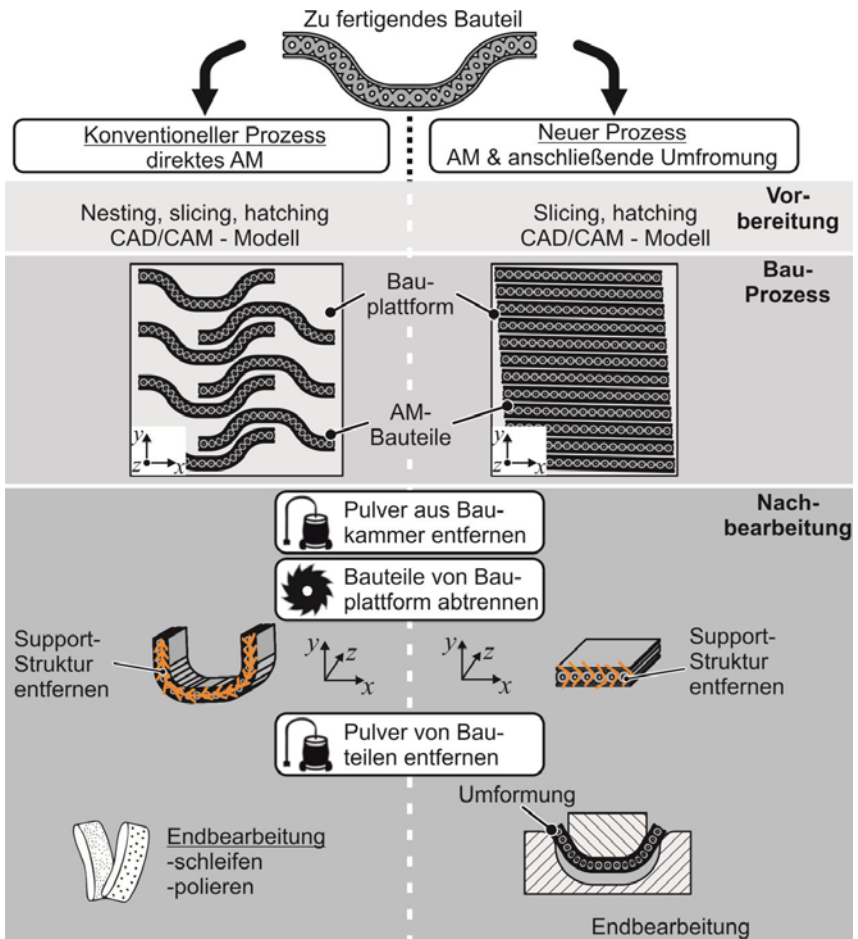


Bild 4.2: Vergleich der konventionellen und neuen additiven Fertigungskette

Die additive Fertigung lässt sich grundsätzlich in die drei Prozessschritte Pre-Prozess, Bau-Prozess und Post-Prozess unterteilen (vgl. Kapitel 2.1). Innerhalb dieser Prozessschritte sind wiederum unterschiedliche Arbeitsschritte durchzuführen (**Bild 4.3**), die sich im Kern nicht stark voneinander unterscheiden jedoch für die betrachteten Prozessrouten einen unterschiedlichen zeitlichen Aufwand erfordern.

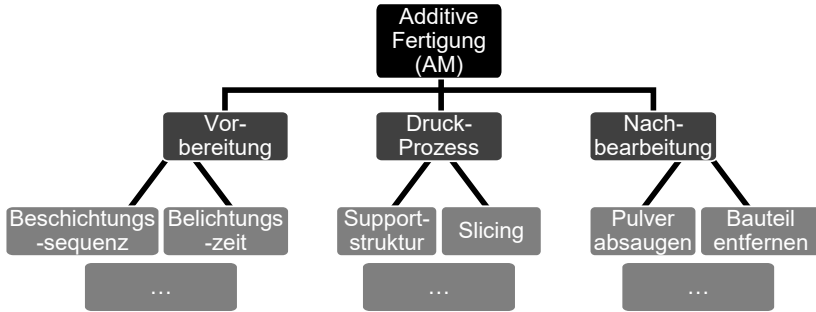


Bild 4.3: Teilschritte der additiven Fertigungskette

Eben diese Differenz in der zeitlichen Bearbeitung der einzelnen Prozess- und Arbeitsschritte führt zu unterschiedlichen Prozesseffizienzen und wird im Folgenden analysiert. Dabei wird auch detaillierter auf die einzelnen Prozess- und Arbeitsschritte eingegangen. Den Analysen liegt die Annahme zugrunde, dass ein Bauteil mit definierter Geometrie über zwei verschiedene Prozessrouten hergestellt werden kann. Ziel ist es, die Zeiteffizienz der beiden Prozessrouten zu vergleichen. Die konventionelle Prozessroute zeichnet sich durch die direkte Fertigung des zu produzierenden Bauteils in Endgeometrie aus. Wohingegen die kombinierte Prozesskette aus additiver Fertigung und anschließender Umformung durch die Halbzeugherstellung mittels selektivem Laserschmelzen ausgezeichnet ist. Die Herstellung ebener Bleche ermöglicht eine erhöhte Bauraumauslastung. Die entwickelte Methodik basiert auf der Annahme, dass alle betrachteten Bauteilgeometrien sowohl additiv als auch über eine Umformoperation herstellbar sind. Für die nachfolgenden Betrachtungen wird von einer doppelt so hohen Bauraumausnutzung im Vergleich zur konventionellen Prozessroute ausgegangen. Die Systematik lässt sich jedoch auf beliebige Bauraumauslastungen übertragen und wird am Ende des Kapitels verallgemeinert.

Um eine übertragbare und maschinenunabhängige Methodik zu gewährleisten, muss ein Referenzmaß für den zur Verfügung stehenden Bauraum definiert werden. Hierfür wird das Maß der Pulver-Volumen-Effizienz e_{PV} , als ein Maß, für den verfügbaren Bauraum, der von einer AM-Maschine zur Verfügung gestellt wird, definiert:

$$e_{PV} \stackrel{\text{def}}{=} \frac{\sum V_{\text{Blech}}}{V_P}, \quad (4.1)$$

dabei ist V_{Blech} die Summe des Volumens der produzierten Bauteile und V_P das verfügbare Pulvervolumen (**Bild 4.4**). Das verfügbare Pulvervolumen V_P ist das Volumen des Pulvers, das für einen vollständigen Auftrag benötigt wird:

$$V_P = p \cdot q \cdot H_{\text{Bauraum}}, \quad (4.2)$$

dabei sind p und q die Breite und Länge der Baukammer, die Höhe des Bauraums c und die tatsächlich aufgebaute Höhe H_{Bauraum} .

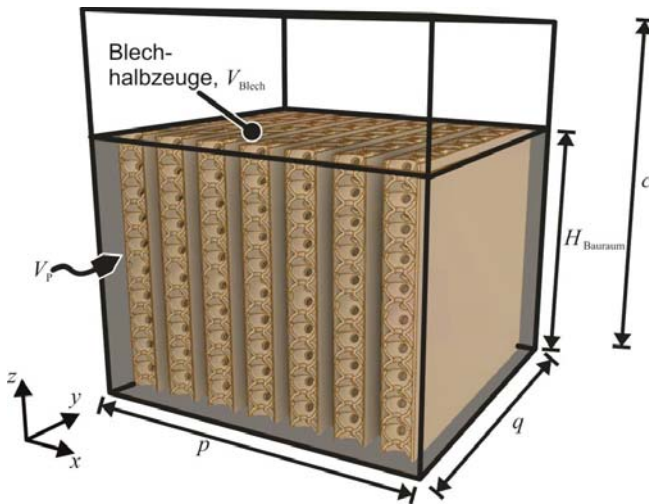


Bild 4.4: Schematische Darstellung des genutzten Bauraumvolumens

4.1.1 Pre-Prozess

Der Pre-Prozess beinhaltet die Arbeitsschritte zur Baujobvorbereitung und ist ein Prozessschritt der rein digital stattfindet. Die zu fertigenden Bauteile werden dazu in die Software zur Bauvorbereitung geladen um die notwendigen Arbeitsschritte durchführen zu können. Das beinhaltet die Erstellung der Supportstrukturen, das Slicing³, das

³ Als Slicing wird das Umwandeln eines 3D-CAD-Modells in ein Schichtmodell verstanden, welches die für den Aufbau notwendigen Verfahrensweg für die Fertigungsmaschine enthält.

Nesting⁴ und das Hatching⁵. Mit zunehmender Bauteilkomplexität können diese Schritte sehr zeit- und rechenintensiv werden. Direkt verknüpft mit der Bauteilkomplexität ist auch der Grad der Diskretisierung der Bauteile (**Bild 4.5**). Zur Darstellung und softwareseitigen Verarbeitung werden die Bauteile über Flächenelemente abgebildet. Die Flächenanzahl steigt mit zunehmender Komplexität und hat direkten Einfluss auf die Berechnungszeiten der Arbeitsschritte während des Pre-Prozesses. Im Bild 4.5 ist die Flächenanzahl der jeweiligen Bauteile auf die Flächenanzahl des Freiformnapfes normiert. Dieser besitzt die komplexeste Geometrie und somit die höchste Anzahl an Flächen.

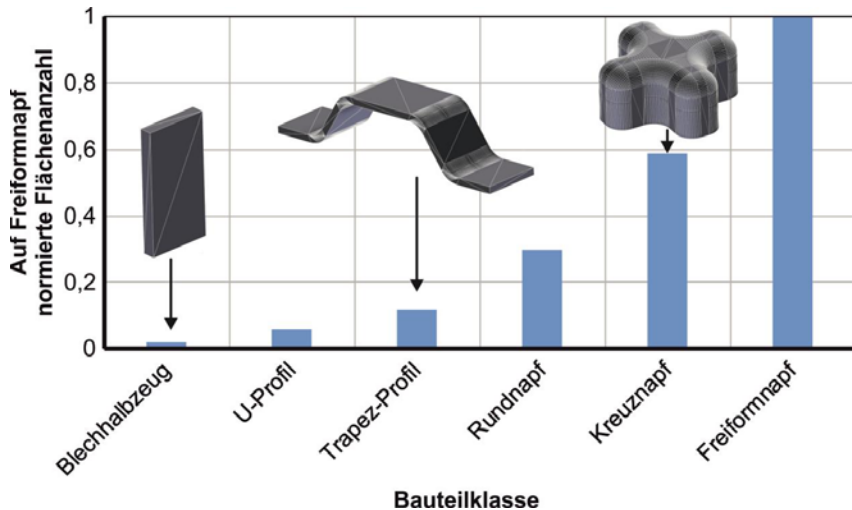


Bild 4.5: Normierte Flächenanzahl zur digitalen Abbildung und Diskretisierung der Bauteile mit exemplarischer Darstellung der Flächenkörper mit Oberflächennetzen.

Durch die geringste Diskretisierung der Blechhalbzeuge ergibt sich somit ein zeitlicher Vorteil bei der Berechnung der Arbeitsschritte. Besonders die Erstellung der Supportstruktur, das Slicing und das Hatching profitieren von der reduzierten Flächenanzahl wie später im **Bild 4.7** deutlich wird.

Die Anordnung der Bauteile spielt beim Vergleich der beiden Prozessrouten eine zentrale Rolle. Zum Erreichen der maximalen Bauraumauslastung müssen die Bauteile in

⁴ Das Nesting bezeichnet die platzsparende Verschachtelung von maximal vielen Körpern in einem definierten Raum.

⁵ Das Hatching bezeichnet die Zuordnung von Prozessparametern zu den Schichtdaten aus dem Slicing-Prozess

dem zur Verfügung stehenden Bauraum entsprechend der dichtesten Packung angeordnet werden. Die dabei auftretenden Geometrievariationen sind beliebig groß, so dass die mögliche Bauraumauslastung im Folgenden für verschiedene Klassen von Geometrien mit steigendem Komplexitätsgrad erhoben wird (**Bild 4.6a**). Das zugrunde liegende Problem wird auch als Behälterproblem (oder „bin packing problem“) bezeichnet und besitzt keine analytische Lösung (Korte und Vygen, 2006). Dadurch entstehen immer der Bedarf und die Notwendigkeit zur Nutzung einer Optimierungssoftware, um die optimale Anordnung der Bauteile gewährleisten zu können. Die Bauteile sind durch die geometrischen Parameter a , b , H und R charakterisiert, welche so gewählt sind, dass alle Geometrien dasselbe Volumen besitzen wie das ebene Halbzeug. Dadurch kann direkt verglichen werden inwieweit sich eine etwaige Fertigung des Bauteils direkt in Endgeometrie auf die Bauraumauslastung auswirkt. Mit Hilfe der Software deepnest.io (Qiao, 2018) und Netfabb 2020 (Autodesk, 2019) werden für verschiedene Parameterkombinationen Bauteile im Bauraum angeordnet und deren Einfluss auf die Bauraumauslastung bestimmt. Das Ergebnis ist im Bild 4.6b abgebildet und zeigt die Bereiche, in denen sich die Bauraumauslastungen für die verschiedenen Geometrien befinden.

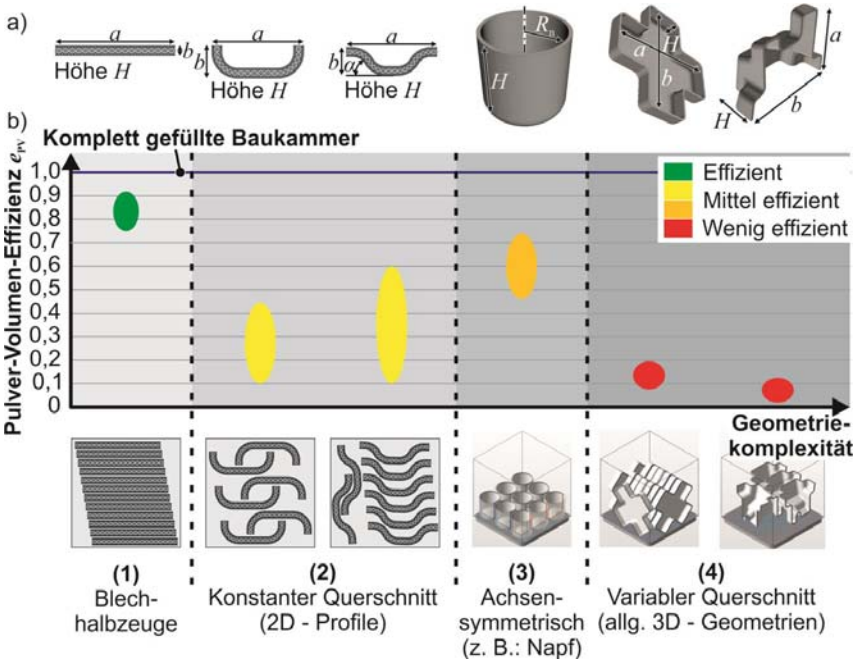


Bild 4.6: a) Klassen von Geometrien mit steigendem Komplexitätsgrad, b) Bereiche für die Pulver-Volumen-Effizienz e_{PV} für einen steigenden Komplexitätsgrad

Dabei ist gut zu erkennen, dass mit zunehmendem Komplexitätsgrad auch die mögliche Bauraumauslastung und die Spanne für die Bauraumauslastung abnimmt. Ein zunehmendes Längen- zu Seitenverhältnis a/b und damit schmale und lange Bauteile begünstigen eine hohe Bauraumauslastung. Selbiges lässt sich für einen Schulterwinkel α feststellen. Bei einem verringerten Winkel ergibt sich ein Anordnungsvorteil dadurch, dass die Bauteile besser ineinander verschachtelt werden können. Genau diesen Ansatz verfolgt die neue Prozessroute bei der Auswahl der Bauteile. Es werden ebene Bleche mit dem maximalen Verhältnis a/b und dem minimalen Winkel $\alpha = 0$ hergestellt. Durch die Fertigung am Maximum der Bauraumauslastung liegt eine obere Schranke vor. Die Optimierung ist zeitintensiv, so dass im Vergleich zur Anordnung der Bauteile als Halbzeuge, ein signifikanter zeitlicher Vorteil zugunsten der neuen Prozessroute entsteht (**Bild 4.7**). Die Herstellung der Bleche als Halbzeug in ebener Konfiguration benötigt keinerlei Optimierung und kann direkt durch eine rechteckige Anordnung der Bauteile erfolgen.

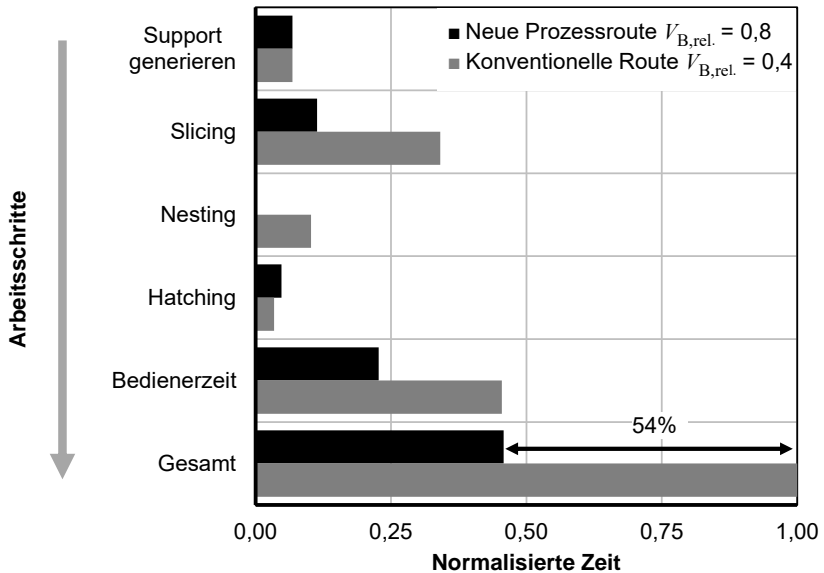


Bild 4.7: Geschätzte Zeiten für den Pre-Prozess Schritt, normiert auf die Gesamtzeit, die für die Vorbereitung des Arbeitsschrittes in der konventionellen Prozessroute benötigt wird

Neben dem zeitlichen Gewinn ergibt sich noch ein weiterer prozesstechnischer Vorteil durch die Nutzung der neuen Prozesskette. Die rechteckige Geometrie der Halbzeuge ermöglicht eine einfache und prozessstabile Anbindung mittels Supportstruktur an der

Bauplattform. Die komplex geformten Strukturen benötigen eine großflächigere Anbindung und mehr Stützstrukturen an den Bauteiloberflächen, was im Umkehrschluss zu einem gesteigerten Aufwand im Post-Prozess-Schritt führt.

Zu den oben beschriebenen Zeiten für die einzelnen Arbeitsschritte kommt noch die Bedienerzeit hinzu. Diese beinhaltet den Arbeitsaufwand, der notwendig für die Durchführung der Arbeitsschritte beim Pre-Prozess ist. Durch die aufwändigeren Schritte zum Vorbereiten des Baujobs für die Fertigung der Bauteile direkt in Endgeometrie ergibt sich ein zeitlicher Nachteil. Die neue Prozesskette hat den Vorteil, dass die softwareseitige Handhabung deutlich vereinfacht und somit schneller ist.

Kumulativ über alle Arbeitsschritte ergibt sich somit ein zeitlicher Vorteil von 54% zugunsten der neuen Prozesskette. Das ist besonders auf die Zeitersparnis bei den Rechenoperationen bei der Bauvorbereitung zurückzuführen.

4.1.2 Bau-Prozess

Der Bau-Prozess ist der formgebende Prozessschritt in der additiven Fertigung. Dieser lässt sich in drei grundlegende Arbeitsschritte unterteilen: Die initiale Gasfüllung, das Beschichten sowie das lokale Aufschmelzen des Metallpulvers. Die notwendigen Zeiten zum Durchlaufen dieser Schritte sind im **Bild 4.8** ersichtlich.

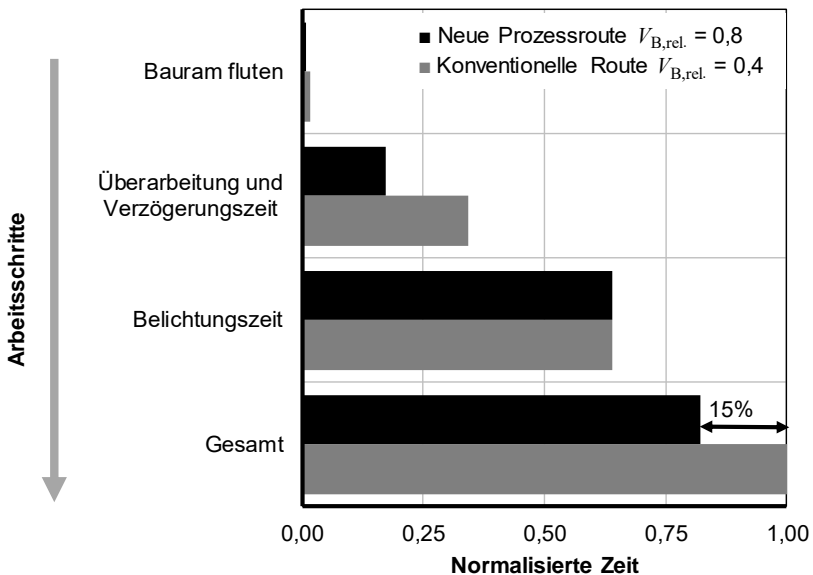


Bild 4.8: Geschätzte Zeiten im Bau-Prozess-Schritt, normiert auf die Gesamtzeit für einen Bauauftrag der konventionellen Prozessroute

Zu Beginn eines jeden Baujobs muss die Baukammer mit Inertgas gefüllt werden. Durch die zuvor getroffene Annahme, dass für die Herstellung der Bauteile direkt in Endgeometrie die doppelte Anzahl an Baujobs notwendig ist wie für die Herstellung der Halbzeuge, muss die Baukammer auch doppelt so oft mit Gas befüllt werden. Das hat nicht nur Auswirkungen auf die Zeit des Arbeitsschrittes auch auf den Inertgasverbrauch, der sich um den Faktor 2 oder mehr erhöht. Durch die Beschichtersequenz ergibt sich das größte Einsparpotenzial zugunsten der neuen Prozesskette. Das Pulver wird sequentiell über einen Beschichterarm auf die Bauplatte aufgetragen. So muss in Abhängigkeit der Bauhöhe eine festgelegte Anzahl an Beschichtungen durchgeführt werden, um den Bauprozess abschließen zu können. Mit zunehmender Anzahl an Baujobs muss somit auch häufiger diese Beschichtersequenz durchlaufen werden. Zur Herstellung der Bauteile in Endgeometrie, muss durch die verringerte Bauraumauslastung beispielsweise die doppelte Anzahl an Baujobs durchgeführt werden. Das macht sich durch die doppelte Anzahl an Beschichtersequenzen bemerkbar. Dadurch wird die doppelte Zeit zum Fertigstellen dieses Arbeitsschrittes benötigt.

Anders verhält es sich beim anschließenden Aufschmelzen des Metallpulvers. Die Zeit zum Aufschmelzen des Pulvers in jeder Schicht ist proportional zur Belichtungsfläche. Durch die Annahme der gleichen Bauteilvolumina, welche durch die beiden zu vergleichenden Prozessketten hergestellt werden, ergibt sich kein Vorteil bei der Belichtungszeit. Beide Bauteile benötigen dieselbe Zeit zum Aufschmelzen des Pulvers.

Besonders durch den zeitlichen Vorteil bei der Beschichtersequenz ergibt sich somit ein zeitlicher Vorteil von 15% zugunsten der neuen Prozessroute. Dieser Vorteil nimmt zu, je mehr zusätzliche Baujobs notwendig wären, um die Bauteile direkt in Endgeometrie zu fertigen.

4.1.3 Post-Prozess

Der letzte Schritt in der additiven Fertigungskette ist die Nachbearbeitung der hergestellten Bauteile – der Post-Prozess. Darunter lassen sich alle Arbeiten zusammenfassen, die notwendig sind, um die hergestellten Bauteile zum fertigen Endbauteil nachzubearbeiten. In diesem Prozessschritt lassen sich große Potenziale hinsichtlich Zeiteinsparungen für die neue Prozessroute identifizieren. Die notwendigen Arbeitsschritte sind im **Bild 4.9** aufgeführt. Hieraus wird bereits ersichtlich, dass die Nachbearbeitung der Bauteile der potentiell arbeitsintensivste Schritt ist. Für die Erläuterungen der Zeitdifferenzen dieses Prozessschrittes wird ein Zeit-Koeffizient Ψ eingeführt:

$$\Psi \stackrel{\text{def}}{=} \frac{t_{\text{konv.}}}{t_{\text{neu}}}, \quad (4.3)$$

mit $t_{\text{konv.}}$ und t_{neu} als die Zeiten zum Bearbeiten des entsprechenden Arbeitsschrittes der neuen und konventionellen Prozessroute.

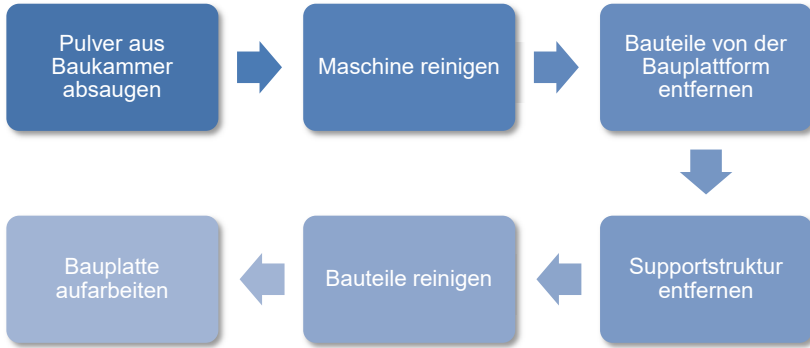


Bild 4.9: Ablauf der Arbeitsschritte im Post-Prozess.

Der Faktor Ψ zeigt also ein Vielfaches der Zeit der neuen Prozessroute an, die notwendig ist um den Arbeitsschritt mit der konventionellen Prozesskette zu durchlaufen. Für die Zeiten zum Absaugen des Pulvers kann ein Absaug-Zeit-Faktor Ψ_S mit den Absaugzeiten zum absaugen des Pulvers aus der konventionellen und neuen Prozessroute geschrieben:

$$\Psi_S = \frac{t_{S,\text{konv.}}}{t_{S,\text{neu}}}, \quad (4.4)$$

mit der Absaugzeit der konventionellen Prozessroute $t_{S,\text{konv.}}$:

$$t_{S,\text{konv.}} = \frac{(n_{\text{bj}} - 1) \cdot (A_{\text{Plattform}} \cdot H_{\text{Bau}} - n_{\text{ppj}} \cdot V_{\text{Bauteil}})}{\dot{V}_{\text{Saug}}} + \frac{A_{\text{Plattform}} \cdot H_{\text{Bau}} - [n_{\text{total}} - (n_{\text{bj}} - 1) \cdot n_{\text{ppj}}] \cdot V_{\text{Bauteil}}}{\dot{V}_{\text{Saug}}}, \quad (4.5)$$

und der Absaugzeit der neuen Prozessroute $t_{S,\text{neu}}$:

$$t_{S,\text{neu}} = \frac{A_{\text{Plattform}} \cdot H_{\text{Bau}} - n_{\text{ppj}} \cdot V_{\text{Bauteil}}}{\dot{V}_{\text{Saug}}}, \quad (4.6)$$

dabei bezeichnen n_{bj} die Anzahl an Baujobs, A die Grundfläche der Bauplattform, H_{Bau} die Höhe des Baujobs, n_{ppj} die Anzahl an Bauteilen pro Baujob, V_{Bauteil} das Volumen des herzustellenden Bauteils, \dot{V}_{Saug} den Volumenstrom des Saugers und n_{total} die Gesamtanzahl zu produzierender Bauteile.

Der erste Term in Gl. (4.5) kann als die Absaugzeit zum Absaugen eines Baujobs mit der maximal möglichen Bauraumauslastung angesehen werden. Der zweite Term wiederum entspricht der Zeit, die notwendig ist, um das Pulver des letzten Baujobs abzusaugen, um auf die gleiche Anzahl der zu produzierenden Bauteile zu kommen. Davon ist Gl. (4.6) ein Spezialfall zur Berechnung der Absaugzeit für die neue Prozessroute. Durch die Annahme der maximalen Bauraumauslastung muss lediglich das Pulver eines Baujobs abgesaugt werden, dementsprechend vereinfacht sich die Formel.

Wird nun das genutzte Bauraumvolumen V_B über dem in Gl. (4.4) definierten Absaugzeit-Faktor Ψ_S aufgetragen, wird ersichtlich, dass bei einer reduzierten Bauraumauslastung und damit verbundenen gesteigerten Anzahl notwendiger Baujobs der konventionellen Prozesskette, bereits bei einem zusätzlichen Baujob die Absaugzeit um den Faktor $\Psi_S = 5$ ansteigt (**Bild 4.10**). Mit abnehmender Bauraumauslastung erhöht sich somit auch die notwendige Absaugzeit überproportional. Das spiegelt sich ebenso in der benötigten Zeit für diesen Arbeitsschritt wieder (**Bild 4.11**).

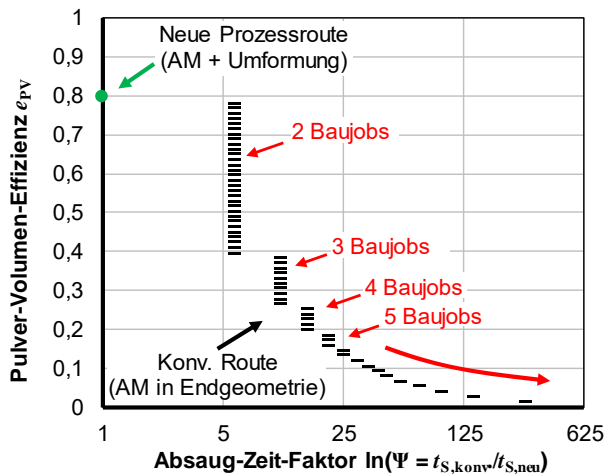


Bild 4.10: Geschätzte Zunahme der Absaugzeit bei abnehmender Pulver-Volumen-Effizienz e_{PV}

Nach Absaugen des Pulvers aus der Baukammer muss diese gereinigt werden. Das beinhaltet das Abwischen der Bauraumoberflächen und Reinigen der Filtereinrichtungen um weitere Baujobs prozesssicher durchführen zu können. Das Abtrennen der Bauteile von der Bauplattform muss in beiden Prozessrouten durchgeführt werden und bedarf einer spanenden Bearbeitung. Das kann ein Sägen oder auch Erodieren darstellen. Die Bauteile werden im Bereich der Supportstruktur von der Bauplattform abgetrennt. Das abschließende Abtrennen der Supportstrukturen stellt wieder eine Herausforderung dar, die durch die hohe gestalterische Freiheit und Formenvielfalt schwer automatisierbar

ist. Durch die Verwendung der neuen Prozessroute und Herstellung der Bauteile als einfaches Blechbauteil mit rechteckartiger Geometrie lassen sich die hergestellten Bauteile zu einer Einheit stapeln, die als Eines behandelt und nachbearbeitet werden können. Die komplexeren Bauteile, welche über die konventionelle Prozessroute entstehen, müssen demgegenüber einzeln gehandhabt werden, was den Aufwand enorm erhöht. Dabei wird auch die Entfernung von Pulver aus innenliegenden Kavitäten vereinfacht. Das vereinfacht auch die Entfernung der Support Struktur, was bei Einzelhandhabung und besonders bei komplex geformten Bauteilen sehr arbeitsintensiv ist (siehe auch Bild 4.6). Die additiv gefertigten Halbzeuge können so über die gesamten Post-Prozess Schritte gleichzeitig gehandhabt werden. So ergibt sich auch hier ein Potenzial zur Zeitersparnis (Bild 4.11).

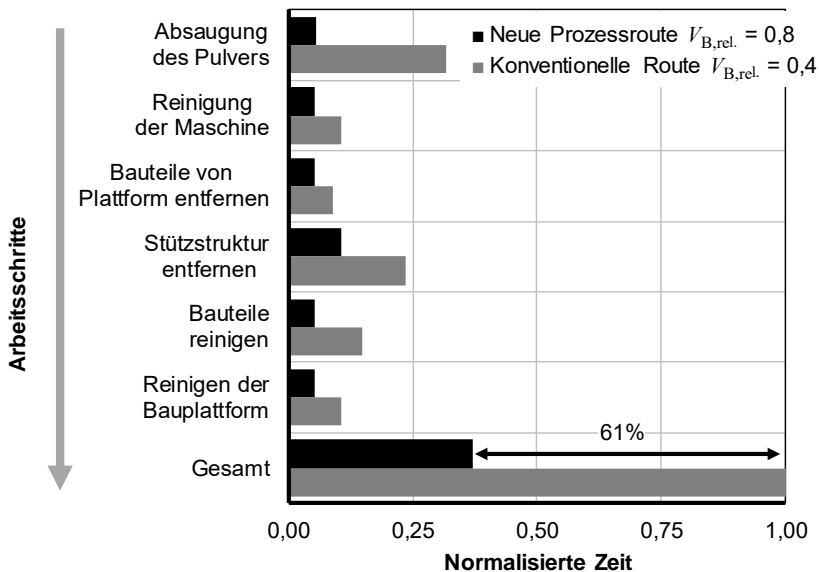


Bild 4.11: Geschätzte Zeiten im Nachbearbeitungsschritt, normiert auf die Gesamtzeit für die Bearbeitung eines Auftrags für die konventionelle Prozessroute

Als letzten Arbeitsschritt im Post-Prozess muss die Bauplatte aufgearbeitet werden. Verbliebene Stützstrukturen und größere Beschädigungen müssen ausgebessert und zu einer ebenen Fläche aufgearbeitet werden. Das geschieht in der Regel über einen Schleif- oder Fräsvorgang. Auch hier wird der Vorteil der neuen Prozesskette sowie die damit verbundene reduzierte Anzahl an Baujobs wieder ersichtlich. So muss mit zunehmender Anzahl an Baujobs auch ein erhöhter Nachbearbeitungsaufwand bereitgestellt werden.

Die Gesamtbetrachtung der Arbeitsschritte zum Post-Prozess ergeben einen zeitlichen Vorteil von wenigstens 61% zugunsten der neuen Prozessroute. Das ist vor allem auf die zunehmende Anzahl an Baujobs zurückzuführen, sollten die Bauteile direkt in Endgeometrie gefertigt werden. Daneben spielt auch die vereinfachte Handhabung der additiv gefertigten Halbzeuge eine entscheidende Rolle, besonders hinsichtlich der vereinfachten Entfernung der Supportstrukturen.

4.1.4 Zeiteffizienz der Prozesskette

Unter Berücksichtigung der voran diskutierten Prozessschritte eröffnet sich ein ganzheitlicher Blick auf die Gesamteffizienz der beiden Prozessrouten. Dabei werden die einzelnen Prozessschritte zusammengefügt und auf die Gesamtzeit zum Durchlaufen der neuen Prozessroute normiert. Es ergibt sich der in Gl. (4.4) beschriebene Zeitfaktor Ψ . Zur Verdeutlichung der Zeiteffizienz kann dieser nun für verschiedene Bauräumeuslastungen und Bauhöhen aufgetragen werden (**Bild 4.12**). Es stellt sich ein Grenzwert bei einem genutzten Bauraumvolumen ab $V_B = 0,4$ ein. Dieser Wert ergibt sich aus der Tatsache, dass bei der konventionellen Prozessroute immer mindestens ein Baujob mehr durchgeführt werden muss als bei der Halbzeugfertigung der neuen Prozessroute.

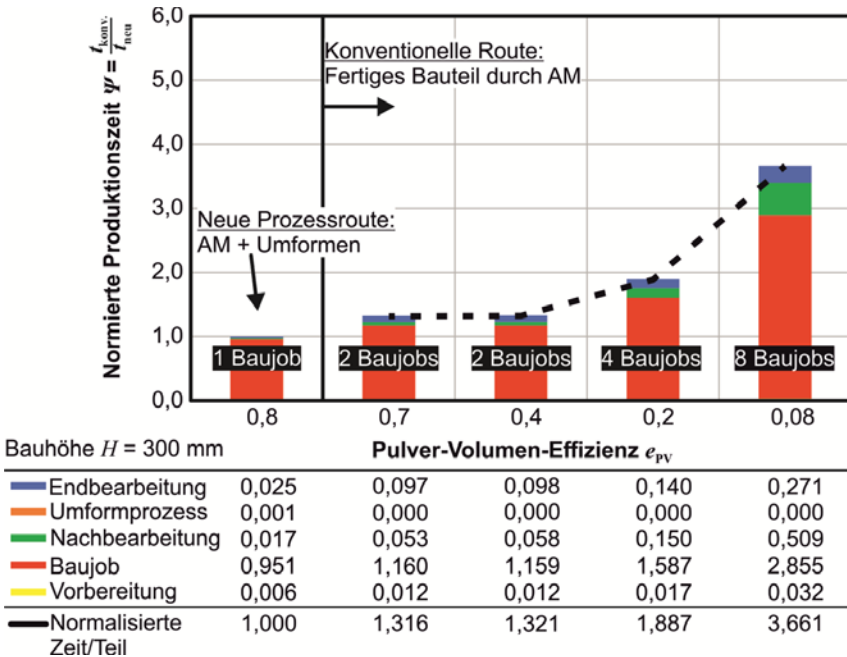


Bild 4.12: Resultierende normierte Produktionszeit ψ für die neue und die konventionelle Prozessroute

Ein weiterer Einfluss ergibt sich durch die Bauhöhe. Mit zunehmender Höhe der Baujobs muss auch mehr Pulver entfernt werden, was zu einem zeitlichen Nachteil führt.

Schlussendlich müssen noch die finale Umformoperation und ein Oberflächenfinish der Bauteile berücksichtigt werden. Die Umformung der Halbzeuge in Endgeometrie kann als hocheffizienter Schritt betrachtet werden und fällt nicht ins Gewicht. Anders verhält es sich beim Oberflächenfinish. Durch die Umformung der Halbzeuge in Endgeometrie findet eine Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug statt, was sich vorteilhaft auf die Bauteiloberflächen auswirkt. Die prozesstechnisch initial rauen Oberflächen werden von $R_{z,nominal} = 37,5 \mu\text{m}$ um 26% auf $R_{z,form} = 27,75 \mu\text{m}$ eingeebnet. Die direkt in Endgeometrie gefertigten Bauteile müssen noch durch eine Strahl- oder Schleifoperation nachbearbeitet werden, was ein zusätzlicher Arbeitsschritt ist.

So ergibt sich, dass die konventionelle Prozesskette mindestens um den Faktor 1,38 und bis zu einem Faktor 3,85 langsamer ist als die neue Prozesskette. Dieser zeitliche Vorteil bietet enormes Potenzial zur Effizienzsteigerung der additiven Prozesskette.

4.2 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wird die neue Prozesskette aus additiver Fertigung mit nachgelagerter Umformung in Endgeometrie umfangreich analysiert. Dabei ergibt sich unter Anwendung der neuen Prozessroute eine Steigerung der Zeiteffizienz von bis zu 380 % gegenüber der additiven Fertigung direkt in Endgeometrie. Besonders bei Bauteilen mit hohem Komplexitätsgrad lassen sich enorme Einsparpotenziale erreichen. Die Effizienzsteigerung resultiert besonders aus einer verbesserten Bauraumausnutzung bei der Fertigung von ebenen Halbzeugen. Damit verbunden ist auch die vereinfachte Nachbearbeitung der Halbzeuge im Gegensatz zur Nachbearbeitung komplexer Geometrien. Unter diesen Annahmen wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit das Umformverhalten von additiv gefertigten Blechhalbzeugen mit strukturiertem Kern weiter analysiert.

5 Fertigung und Charakterisierung der Werkstoffe

Im folgenden Kapitel werden die Fertigung und Charakterisierung der in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe dargestellt. Zunächst werden die Fertigung der Proben und die zugehörige Fertigungsstrategie sowie Fertigungsparameter aufgezeigt. Im anschließenden Kapitel wird die Werkstoffcharakterisierung und die umformtechnischen Eigenschaften der Werkstoffe vorgestellt. Auf Grundlage der Analyse der Werkstoffeigenschaften wird im Anschluss ein Werkstoff für die weitere Untersuchung der Bleche mit Kernstruktur ausgewählt. Dazu werden die Werkstoff- und Materialeigenschaften aller Materialien gegenübergestellt.⁶

5.1 Additive Fertigung

Die Proben für die Werkstoffcharakterisierung werden auf einer Anlage zum selektiven Laserstrahlschmelzen der Firma DMG Mori, der Lasertec 30 SLM 2nd. Generation hergestellt. Als Belichtungsstrategie kommt dargestellt, die Streifenbelichtung zum Einsatz (**Bild 5.1**).

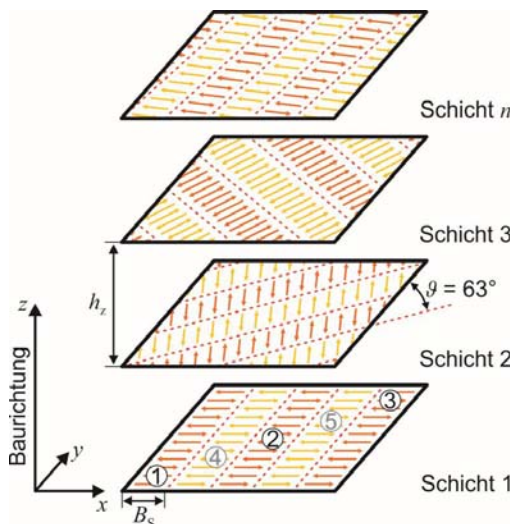


Bild 5.1: Aufbau- und Belichtungsstrategie für die additive Fertigung der Halbzuge und Proben für die Werkstoffcharakterisierung

⁶ Teile dieses Kapitels sind in Rosenthal et al. (2019b) sowie in Rosenthal et al. (2019a) veröffentlicht. Die Fertigung der Prüfkörper für die Werkstoffe Hastelloy X und GP1 fand durch Herrn Sebastian Platt am Institut für Product Engineering der Universität Duisburg-Essen von Prof. Dr. Gerd Witt statt.

Bei der Streifenbelichtung wird das zu fertigende Bauteil streifenweise durch den Laser belichtet. Zwischen zwei Streifen wird im ersten Belichtungsdurchgang ein Streifen übersprungen. Diese werden im zweiten Belichtungsdurchgang aufgefüllt (Bild 5.1, Schicht 1). Die Fertigung startet in der ersten Schicht mit einem orthogonal orientierten Streifenmuster. Durch diese Strategie werden die belichteten Streifen sukzessive um den Winkel $\vartheta = 63^\circ$ rotiert. Zwischen den Schichten wird die Bauplattform um den Betrag der Fertigungsschichtdicke $h_z = 50 \mu\text{m}$ abgesenkt. Die Gesamtbreite eines zu belichtenden Streifens beträgt $B_s = 5 \text{ mm}$. Der Abstand der einzelnen Laserbahnen, also die Spurbreite der Laserbahnen, beträgt $h_s = 0,1 \text{ mm}$. Diese Abfolge wird so lange wiederholt bis alle in der Bauvorbereitung berechneten Schichten durchlaufen wurden. Dadurch soll die Entwicklung von Eigenspannungen, aber auch die Neigung zur Werkstoffanisotropie reduziert werden. Ebenfalls hat sich die Strategie als zielführend für eine geringe Porosität herausgestellt. Mit dieser Fertigungsstrategie werden alle Proben für die Werkstoffcharakterisierung und die Blechhalbzeuge für die späteren Umformexperimente hergestellt.

5.2 Umformtechnische Charakterisierung

Die Werkstoffcharakterisierung findet an Standardzugproben in Anlehnung an die DIN EN ISO 6892 statt. Ziel ist die Ermittlung der mechanischen Kennwerte und die Bestimmung der Fließkurven des Grundwerkstoffes. Die Probenabmessungen sind im **Bild 5.2a** ersichtlich. Zur Charakterisierung der Werkstoffanisotropie werden Proben in unterschiedlichen Orientierungen zur Bauplattform gefertigt (Bild 5.2b). Die Proben werden entsprechend ihrer Ausrichtung zur Bauplattform mit einem Winkel oder über die Lage zu einer der Koordinatenachsen bezeichnet. Eine parallel zur x-Achse gebaute Probe wird demnach mit der Bezeichnung „ 0° , x – Ausrichtung“ benannt.

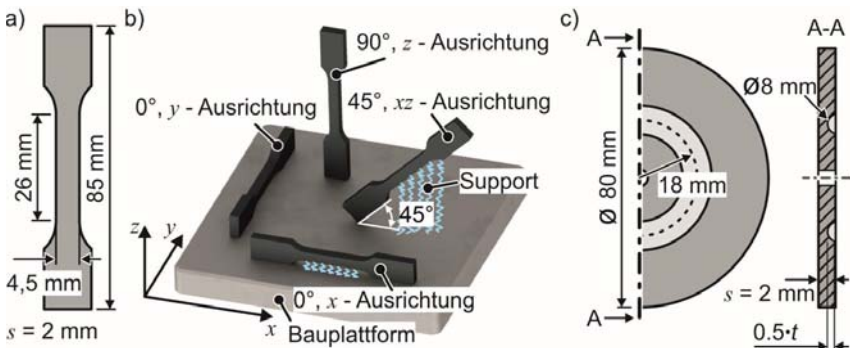


Bild 5.2: Proben für die Werkstoffcharakterisierung, a) Abmessungen Zugversuch, b) Probenorientierung, c) Probenabmessung ebener Torsionsversuch

Die Fertigung der Proben findet in der Breite mit einem Übermaß statt, um die finale Geometrie durch eine Fräsoperation einzustellen. Dies ist erforderlich, da die Proben, welche nicht in der 90°-Orientierung gebaut werden, über eine Supportstruktur verfügen. Neben Zugversuchen wird zur Bestimmung der Fließspannung bei großen Formänderungen auch der ebene Torsionsversuch (ETV) mit Nut durchgeführt (Bild 5.2c) (Traphöner et al., 2018). Die Nut wird nach der additiven Fertigung durch eine Fräsoperation eingebracht. Die Proben werden stehend gefertigt.

5.2.1 Hastelloy X

Bei dem Werkstoff Hastelloy X handelt es sich um eine Nickelbasislegierung mit der Werkstoffnummer 2.4665 – weitere gängige Bezeichnungen sind Inconel HX oder Alloy HX. Die chemische Zusammensetzung und die Legierungselemente sind in **Tabelle 5-1** aufgelistet. Durch den hohen Nickelgehalt ist der Werkstoff besonders für den Einsatz in hochkorrosiven Umgebungen sowie unter hohen Temperaturen, wie sie im Turbinen- oder Ofenbau vorkommen, geeignet.

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung von Inconel HX (2.4665)

Ni	Cr	Fe	Mo	W	Co	C	Si
Rest	20,5 – 23,0	17 - 20	8 - 10	0,2 – 1,0	0,5 - 2,5	< 0,1	< 1
Mn	S	P	B	Se	Cu	Al	Ti
< 1	< 0,03	< 0,04	< 0,01	< 0,005	< 0,5	< 0,5	< 0,15

Zugversuch und Einfluss der Bauteiloberfläche

Durch den schichtweisen Aufbau der additiven Fertigung und das wiederkehrende Aufschmelzen von Metallpulver ergibt sich eine, im Vergleich zu gewalzten Blechwerkstoffen, hohe Oberflächenrauheit. Da die Bauteile im späteren Einsatz jedoch keine Oberflächenbehandlung erfahren, muss der Einfluss der Rauheit auf die Materialeigenschaften analysiert werden. Dazu werden additiv gefertigte Zugversuche geprüft. Dabei wird die Oberfläche der einen Probengruppe vor der Prüfung poliert, während die Kontrollgruppe in dem „wie gebaut“ Zustand verbleibt. Lediglich die Probenbreite wird bei beiden Proben auf das Prüfmaß gefräst (**Bild 5.3**).

Die Ergebnisse der Zugversuche sind im **Bild 5.4** als technisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm dargestellt. Die Ergebnisse zeigen die prozessinhärente Anisotropie, welche sich aus der additiven Fertigung ergibt. Sowohl die Anfangsfließspannung als auch die weitere Verfestigung sind anisotrop.

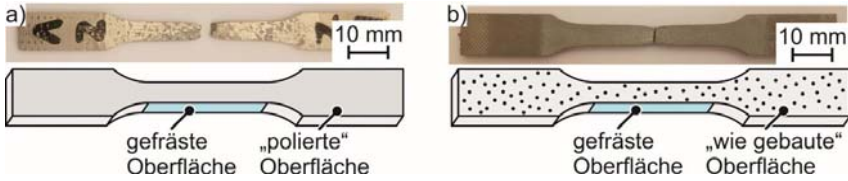


Bild 5.3: Zugproben a) Mit polierter Oberfläche, b) mit „wie gebauter“ Oberfläche

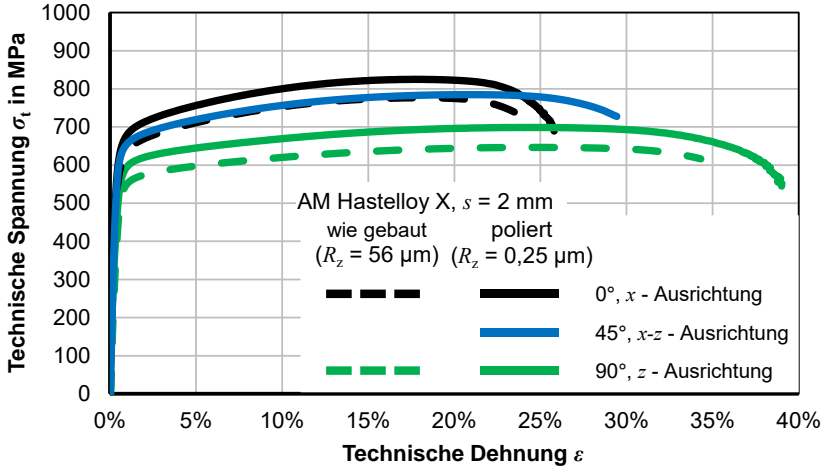


Bild 5.4: Spannungs-Dehnungs-Diagramm des additiv gefertigten Hastelloy X, s: Probendicke

Auf die mechanischen Kennwerte wird im Kapitel 5.3 näher eingegangen. An dieser Stelle liegt der Fokus auf den Unterschieden zwischen den Ergebnissen der polierten und „wie gebauten“ Proben. Die Ergebnisse der Proben mit polierter Oberfläche zeigen sowohl in der 0° - und 90° - Ausrichtung höhere Festigkeiten und einen konstanten Abstand zu den Kurven der „wie gebauten“ Proben. Da alle Proben im selben Fertigungsprozess hergestellt wurden, kann die Abweichung nicht auf den Fertigungsprozess an sich zurückgeführt werden. Ebenso liegen die Unterschiede außerhalb der Streubreite der Stichprobe. Auffällig ist, dass der einzig signifikante Unterschied zwischen den Proben in den absoluten Festigkeitswerten liegt. Unter Berücksichtigung der hohen Oberflächenrauheit der „wie gebauten“ Proben fällt auf, dass bei der Vermessung der Probendicke ein Messfehler auftritt. Dieser ist im **Bild 5.5** schematisch erläutert. Bei den „wie gebauten“ Proben werden bei Aufnahme der Probendicke lediglich die Rauheitsspitzen erfasst. Dadurch ergibt sich bei Berechnung der Spannung eine zu große effektive Querschnittsfläche. Der tragfähige Querschnitt befindet sich jedoch im Tal der Rauheitsspitzen. Werden die Proben poliert, ist eine akkurate Messung der Probendicke möglich.

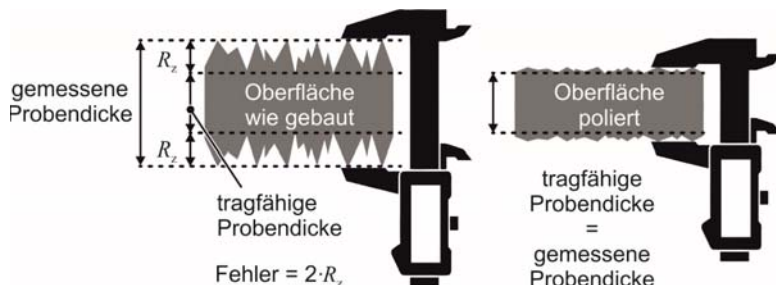


Bild 5.5: Schematische Darstellung der rauheitsbedingten Messabweichung

Um eine korrekte Auswertung der Proben im „wie gebaut“ Zustand zu ermöglichen, werden diese entsprechend Gl. (5.1) korrigiert. Dabei wird von der gemessenen Probendicke s die gemittelte Rautiefe R_z abgezogen.

$$s_{\text{corr}} = s - 2 \cdot R_z \tag{5.1}$$

Mit der so ermittelten korrigierten probendicke s_{corr} kann der korrekte Probenquerschnitt und die richtige Spannung ermittelt werden. Nach Anwendung der Korrekturfunktion gleichen sich die Kurven aneinander an und zeigen den gleichen Verlauf (**Bild 5.6**).

Ebenfalls ersichtlich wird, dass die raue Oberfläche und eine damit verbundene Kerbwirkung keinen Einfluss auf die Gleichmaßdehnung haben. Lediglich die Bruchdehnung wird von der Oberfläche beeinflusst.

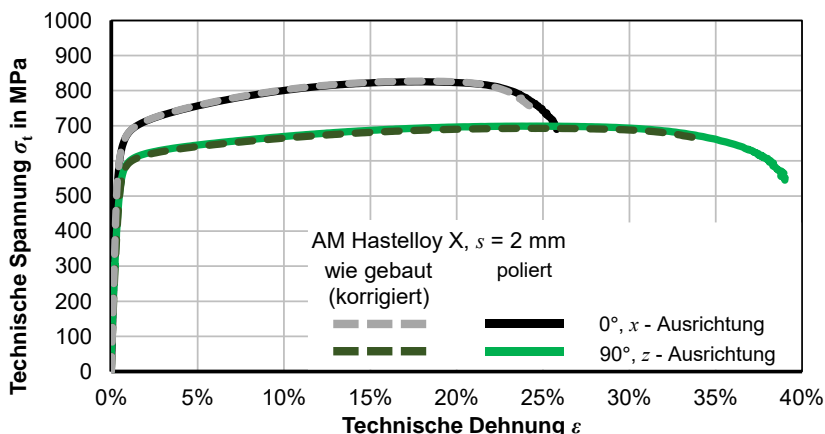


Bild 5.6: Spannungs-Dehnungs-Diagramme vom additiv gefertigten Hastelloy X. Korrigiert mit Oberflächenrauheit nach Gl. (5.1)

Ebener Torsionsversuch

Der ebene Torsionsversuch ermöglicht die Aufnahme von Fließkurven bei hohen Dehnungen ohne die Instabilität aus dem Zugversuch. Zur besseren Auswertbarkeit wird der Torsionsversuch mit Nut genutzt. Diese kann entweder direkt über die additive Fertigung erzeugt werden oder über eine Fräsoperation nachträglich in die Probe eingebracht werden (**Bild 5.7b**). Die vermessenen Nuten additiv gefertigter ETV-Proben sind im Bild 5.7a dargestellt. Die Sollkontur beider Nuten ist ein Kreisabschnitt. Bei der additiv gefertigten Nut weicht die Form jedoch stark von der eines Kreisabschnittes ab, weshalb eine direkte additive Fertigung der Nut so nicht zielführend ist und eine gefräste Nut notwendig ist. Bei der direkt additiv gefertigten Nut kann nicht gewährleistet werden, dass über den gesamten Umfang der Nut die Geometrie gleichmäßig verläuft.

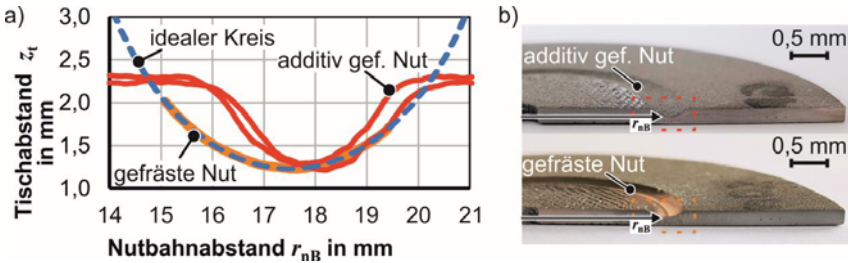


Bild 5.7: Nutgeometrie für den ebenen Torsionsversuch, a) vermessene Nuten, b) Nutproben für den ETV

Die aufgenommenen Fließkurven aus dem ETV und dem Zugversuch sind im **Bild 5.8** dargestellt. Hier zeigt sich der große Vorteil des ebenen Torsionsversuchs. Durch den Scherspannungszustand und die umlaufende Nut erreicht dieser maximale Vergleichsumformgrade von $\varphi_v = 0,8$, und somit viermal höhere Dehnungen als im Zugversuch. Damit eignet sich das Ergebnis aus dem ETV zur Extrapolation der Fließkurven. Eine direkte Bestimmung der Anisotropie ist bei dem ETV nicht möglich, da diese durch die kreisförmige Nut gemittelt wird. Die Anisotropie lässt sich jedoch nachträglich durch die Kenntnis der Anisotropiekennwerte mit in die Auswertung einbeziehen. Die Anisotropie ist bei den Fließkurven aus dem Zugversuch ersichtlich. Der Fließbeginn unterscheidet sich ebenso wie die Verfestigung. Im Vergleich zu einem warmgewalzten Hastelloy X Blech zeigen die additiv gefertigten Proben eine erhöhte Festigkeit und geringere Duktilität. Dieses Phänomen ist auf das additive Fertigungsverfahren zurückzuführen. Durch den schichtweisen Aufbau kommt es zu sehr hohen Abkühlraten in der Größenordnung $10^4 - 10^5$ K/s, was eine signifikante Beeinflussung des Gefüges verursacht. Das schnelle Erstarren führt zu einem sehr feinkörnigen Gefüge mit einer Vorzugsorientierung in Richtung der Energiequelle.

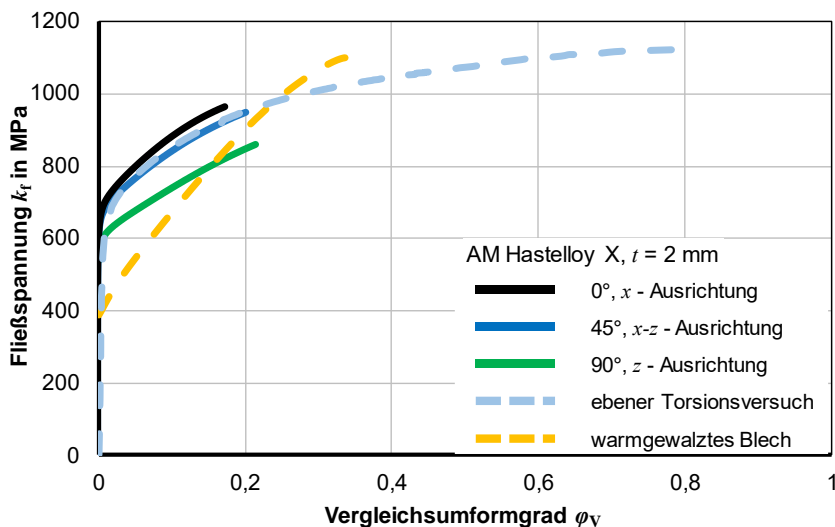


Bild 5.8: Fließkurven für additiv gefertigte Proben aus dem Werkstoff Hastelloy X. Zugversuch, ebener Torsionsversuch und warmgewalztes Blech

Das Gefüge der additiv gefertigten Struktur ist im **Bild 5.9a** dargestellt und veranschaulicht die Vorzugsorientierung der Kornstruktur in Richtung der Aufbaurichtung, respektive der Laserstrahlquelle, über mehrere Schmelzbadgrenzen hinweg. Innerhalb der gerichteten dendritischen Struktur findet sich die eigentliche Kornstruktur mit einer Korngröße kleiner $1 \mu\text{m}$.

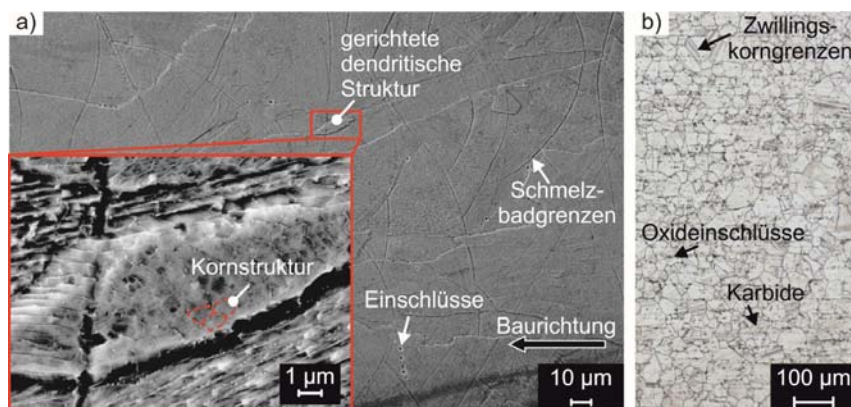


Bild 5.9: Kornstruktur von Hastelloy X, a) additiv gefertigt (REM-Aufnahme), b) warmgewalzt (Lichtmikroskop)

Im Vergleich dazu zeigt Bild 5.9b das Gefüge eines warmgewalzten Hastelloy X Bleches. Hier sind eine größere Kornstruktur sowie Zwillingskorngrenzen zu erkennen. Daneben befinden sich ungelöste Karbide sowie Oxideinschlüsse aus der Fertigung. Der Temperaturgradient während der Fertigung ist stark in Richtung Bauplattform bzw. in das unterliegende Material gerichtet und muss darüber abgeführt werden. Eine Wärmeleitung durch das umgebene Pulver ist vernachlässigbar klein.

Bezogen auf die Anisotropie der Werkstoffeigenschaften spielt die Wärmeleitung eine zentrale Rolle. Die Ausrichtung der Proben bestimmt den Wärmetransport. So muss die eingebrachte Wärme durch das schichtweise Aufschmelzen des Pulvers durch die Proben abgeleitet werden. Dies ist besonders bei Proben, welche in z -Richtung (vgl. Bild 5.2b) orientiert sind, von Relevanz. Daraus resultiert eine stetige Wärmebehandlung, was eine Vergrößerung der Kornstruktur und somit eine Reduktion der Festigkeit und Steigerung der Duktilität nach sich zieht. Die Fließkurven der Proben in x - und $x-z$ - Richtung weisen eine Differenz von ca. 2,5% auf. Dieser geringe Unterschied ist auf eine ähnliche Wärmeleitung zurückzuführen. Durch die angebrachte Supportstruktur kann die eingebrachte Wärmeenergie schneller aus der Probe abgeführt werden, was in einer Festigkeitssteigerung und feinerem Gefüge ersichtlich wird. Ein weiterer Effekt der sich auf die Anisotropie zwischen der x - und z - Aufbaurichtung auswirkt, ist die effektive Belichtungszeit der Proben. Die zu belichtende Querschnittsfläche innerhalb der Schichten ist bei den Proben in x -Richtung größer, was eine höhere Abkühlrate innerhalb der Schichten zur Folge hat und somit zu einem feineren Gefüge führt (Mahmoudi et al., 2017). Die Ursache für die Duktilitätsunterschiede lassen sich in der Anzahl der Versetzungen finden, welche durch die übergeordnete Vorzugsorientierung der Körner beeinflusst wird. Es ist anzunehmen, dass die Bildung von Versetzungen durch die starke Vorzugsorientierung begünstigt wird. Dadurch steigt die Duktilität der Proben welche in z - Richtung aufgebaut werden.

5.2.2 Edelstahl GP1

Bei dem Edelstahl GP1 (17-4PH, 1.4542) handelt es sich um einen Sonderedelstahl für die Luftfahrt. Dieser ist ausscheidungshärtbar und besitzt ein feinnadeliges martensitisches Gefüge. Im ausscheidungsgehärteten Zustand weist dieser Werkstoff eine hohe Festigkeit und Korrosionsbeständigkeit bis zu Temperaturen von ca. 320 °C auf. Die chemische Zusammensetzung und die Legierungselemente sind in **Tabelle 5-2** aufgelistet. Die technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramme des Edelstahls GP1 sind im **Bild 5.10** dargestellt.

Tabelle 5-2: Chemische Zusammensetzung von Edelstahl GP 1 / 17-4PH (1.4542)

Fe	Cr	Ni	Cu	Mn	Si	Mo	Nb	C
Rest	15,0 - 17,5	3 - 5	3 - 5	< 1	< 1	< 0,5	0,15 - 0,45	< 0,07

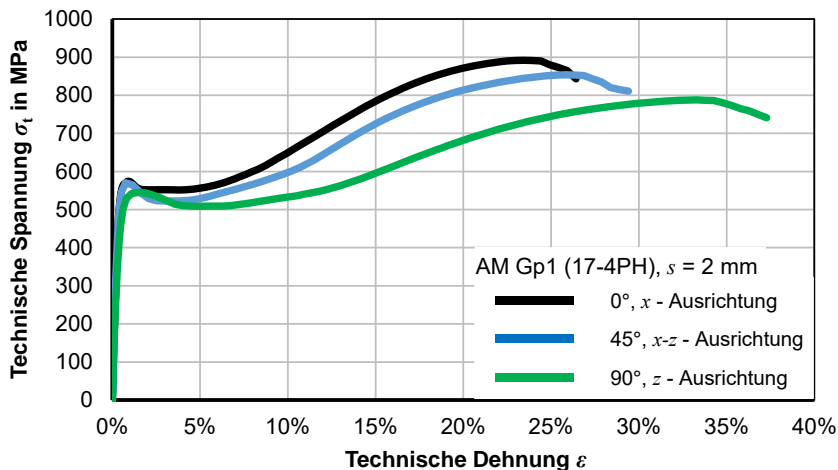


Bild 5.10: Spannungs-Dehnungs-Diagramm von dem additiv gefertigten Edelstahl GP1 (17-4PH)

Die Kurven im Bild 5.10 zeigen einen charakteristischen Verlauf mit ausgeprägter Streckgrenze und einer anschließenden starken Verfestigung. Die Anisotropie der Werkstoffeigenschaften, bezogen auf die Aufbaurichtung wird sowohl am Fließbeginn, als auch im weiteren Verlauf der Verfestigung deutlich. Ein Vergleich der mechanischen Kennwerte findet im Kapitel 5.3, vergleichend zu den anderen untersuchten Werkstoffen statt. Die Ursache für die Anisotropie liegt im additiven Fertigungsprozess. Die wirkenden Mechanismen lassen sich wie im Kapitel 5.2.1 bereits erläutert, auf diesen Werkstoff übertragen. Ursächlich für die Anisotropie, ist die ausgeprägte Vorzugsorientierung der Kornstruktur.

Die zugehörigen Fließkurven sind im Bild 5.11 gezeigt. Dort wird auch die hohe Dehnung durch den ETV deutlich. Signifikant fällt der Unterschied zu einem warmgewalzten Blech des gleichen Werkstoffes aus. Das warmgewalzte Blech zeigt hochfeste Eigenschaften mit nahezu keiner Formänderung und einem instantanen Versagen, was es in diesem Lieferzustand ungeeignet für die Anwendung in der Umformtechnik macht.

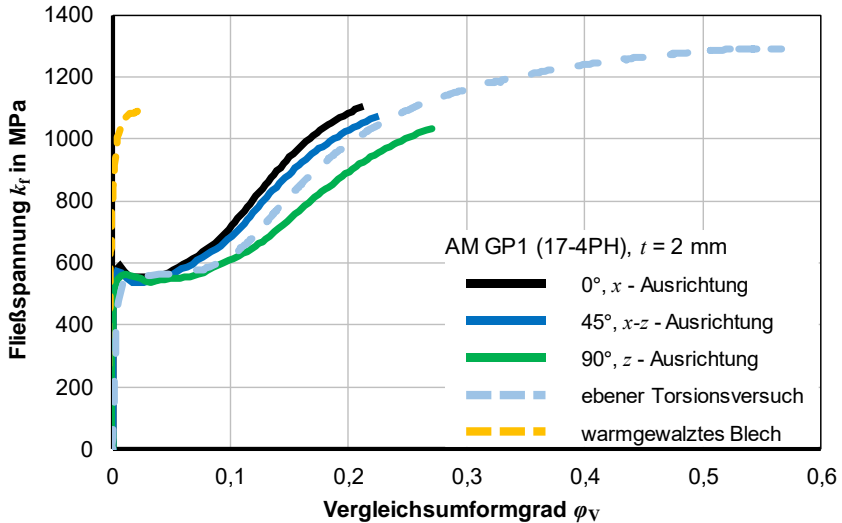


Bild 5.11: Fließkurven für additiv gefertigte Proben aus dem Werkstoff GP1 (17-4PH). Zugversuch, ebener Torsionsversuch und warmgewalztes Blech

5.2.3 Edelstahl 316L

Der Edelstahl 316L (1.4404) ist zu einem der am weitesten verbreiteten Edelstähle für die additive Fertigung, mit guten korrosiven Eigenschaften. Der Werkstoff kann vielseitig im Anlagen- und Apparatebau sowie Prototypen- oder Werkzeugbau eingesetzt werden. Die chemische Zusammensetzung und die Legierungselemente sind in **Tabelle 5-3** aufgelistet. Der vergleichsweise geringe Kohlenstoffgehalt ermöglicht eine gute Verarbeitungsqualität und Schweißbarkeit für die additive Fertigung.

Tabelle 5-3: Chemische Zusammensetzung von Edelstahl 316L (1.4404)

Fe	Cr	Ni	Mo	C	N
Rest	17 - 19	13 - 15	2,25 – 3,00	< 0,03	< 0,1

Die technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramme sind im **Bild 5.12** dargestellt. Der Fließbeginn ist auch bei diesem Werkstoff anisotrop, wobei der Unterschied zwischen der x – und x - z – Ausrichtung unter 1 % liegt; die Fließspannung in der z – Ausrichtung liegt circa 8 % darunter. Der weitere Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurven verläuft

mit einer geringen Verfestigung jedoch annähernd isotrop über alle Baurichtungen hinweg. Ursächlich hierfür sind ebenfalls die im Kapitel 5.2.1 diskutierten Mechanismen zur Anisotropie. Die weiteren Materialeigenschaften werden im Kapitel 5.3 diskutiert.

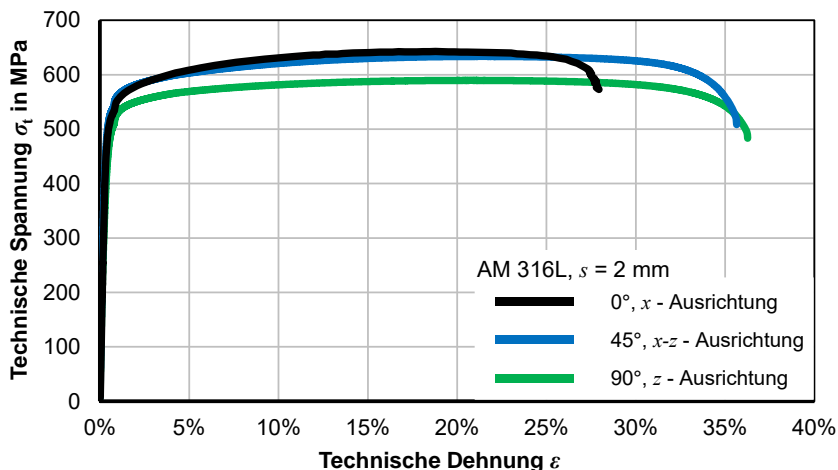


Bild 5.12: Technisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm vom additiv gefertigten Edelstahl 316L

Streuung der Materialeigenschaften

Im Rahmen der Materialcharakterisierung des Edelstahls 316L wurden Kennwerte über mehrere Baujobs hinweg aufgenommen. So zeigt **Bild 5.13** den Bereich der technischen Dehnung im plastischen Bereich zwischen $\epsilon = 5\%$ - 30% von zwei Chargen, welche in einem Abstand von ca. 6 Monaten gebaut wurden. In Charge A wurden die in 0° -orientierten Proben ebenfalls um die z -Achse rotiert. Dabei steht die Probe in y -Ausrichtung parallel zur Beschichter Klinge. Der Unterschied zwischen den Ausrichtungen bewegt sich im Bereich von maximal 2% , was innerhalb der Streubreite einer Stichprobe liegt und somit vernachlässigbar klein ist. Die Abweichung zwischen den Chargen innerhalb der anderen Baurichtungen liegt bei den Proben in der 45° -Ausrichtung bei 8% und in der 90° -Ausrichtung bei 4% und somit oberhalb der 2% Streubreite einer Stichprobe. Ähnliche Ergebnisse zur Streuung berichtet Merklein et al. (2015) im Rahmen eines Round-Robin Testes von mehreren Herstellern. Dabei wurden jedoch auch die verwendeten Maschinen variiert.

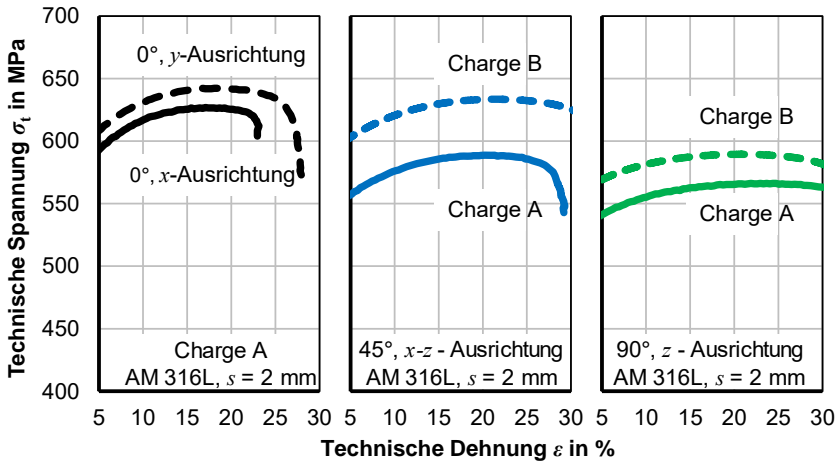


Bild 5.13: Technische Spannungs-Dehnungs-Verläufe des additiv gefertigten Edelstahl 316L in Abhängigkeit mehrerer Chargen und Baurichtungen

In dem vorliegenden Fall gibt es verschiedene Ursachen für die Streuung der Materialeigenschaften. So spielt die Wiederverwendung des Pulvers und die damit verbundene Pulverqualität eine Rolle. Nach jedem Bauprozess wird das Pulver maschinenintern gesiebt und aufbereitet. Die Qualität und Fließfähigkeit kann jedoch mit fortschreitender Wiederverwendung sinken. Ebenso kann die Feuchtigkeit des Pulvers bei längerer Standzeit der Maschine und hoher Luftfeuchtigkeit variieren und die Fließfähigkeit beeinflussen. Derartige Qualitätsverschlechterungen des Pulvers können sich negativ auf die mechanischen Eigenschaften der Bauteile auswirken. Die Variation innerhalb der 90°- und 45°- Ausrichtung kann eine Ursache für die erhöhte Porenanzahl sein. Statistisch gesehen nimmt die Porenanzahl mit der Höhe der Bauteile zu. Kommt dann noch eine verminderte Fließfähigkeit hinzu, kann die Anzahl der Poren steigen. Ein Vergleich aller Baurichtungen und Chargen ist im **Bild 5.14** abgebildet. Hier ist eine Gesamtstreuung der maximalen Festigkeit von 12 % über alle Baurichtungen und Chargen erkennbar. Für die Auslegung von Bauteilen ist dies von Relevanz, sowie für die Interpretation von Simulationsergebnissen. Unterschiedliche Baujobs können demnach teilweise Abweichungen von den Simulationsergebnissen hervorrufen, welche durch Chargenschwankungen hervorgerufen werden. Die Fließkurven des Materials sind im **Bild 5.15** im Vergleich zu dem warmgewalzten Blech und dem ETV zu sehen. Hier wird die nahezu lineare Verfestigung und geringe Anisotropie ersichtlich. Dies ist für eine spätere Auslegung der Halbzeuge vorteilhaft. Im Vergleich zu einem warmgewalzten Blech desselben Werkstoffes zeigt sich eine um den Faktor 1,5 erhöhte Anfangsfließspannung zugunsten des additiv gefertigten Werkstoffes.

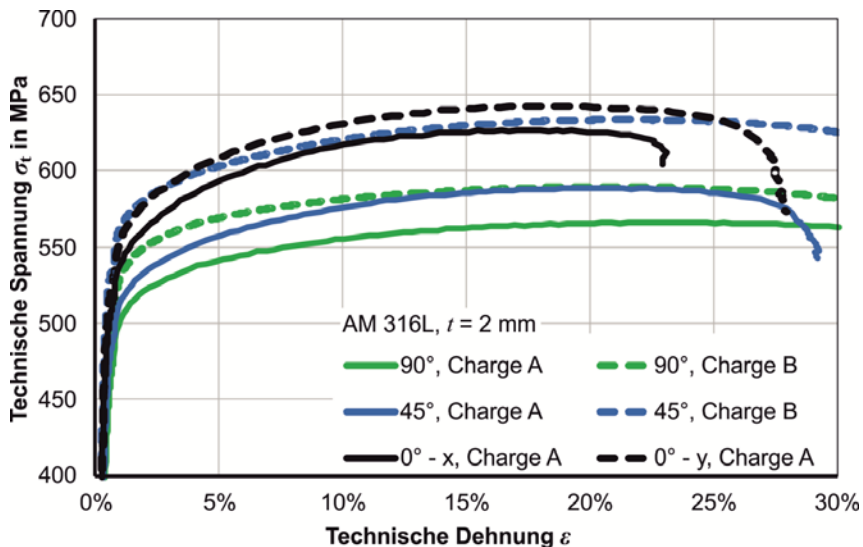


Bild 5.14: Technische Spannungs-Dehnungs-Diagramme des Werkstoffes 316L

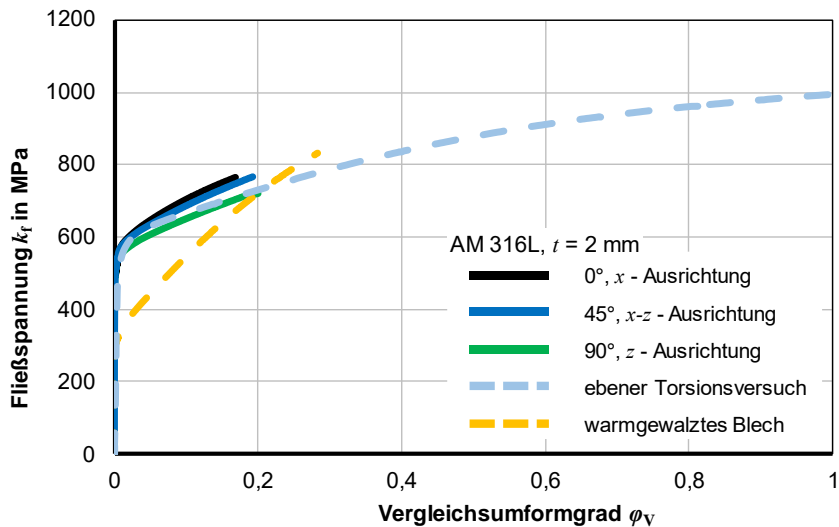


Bild 5.15: Fließkurven für additiv gefertigte Proben aus dem Edelstahl 316L

Grenzformänderungskurve

Die Grenzformänderung ist eine in der Umformtechnik gebräuchliche Kurve zur Bestimmung der maximalen Dehnung in verschiedenen Dehnungszuständen. Diese reichen dabei von annähernd reiner Scherung, bis hin zu annähernd ebener Dehnung (**Bild 5.16a-d**). Dazwischen wird die Probenform angepasst, um andere Dehnungszustände zu erzeugen. Im Vergleich zu der Bestimmung der Grenzformänderung nach der DIN EN ISO 12004-2 im Nakajima-Versuch findet die Charakterisierung in diesem Fall mit Hilfe von Spezialproben, unter Berücksichtigung der Aufbauichtung, in dem Zugversuch statt. Der Vorteil liegt in der effizienteren Probenherstellung – die Herstellung von großen Blechronden kann so vermieden werden. Der Dehnungszustand wird über ein DIC-Messsystem der Firma GOM Aramis aufgezeichnet. Die Auswertung der DIC-Daten ist im Bild 5.16e und f dargestellt und orientiert sich an der Auswertung der DIN EN ISO 12004-2. Da in den späteren Versuchen aufgrund der Bleche mit Kernstruktur eine Ausdünnung der Deckbleche nicht experimentell ermittelt werden kann, werden die Grenzformänderungen bis zu einem beginnenden Riss bestimmt.

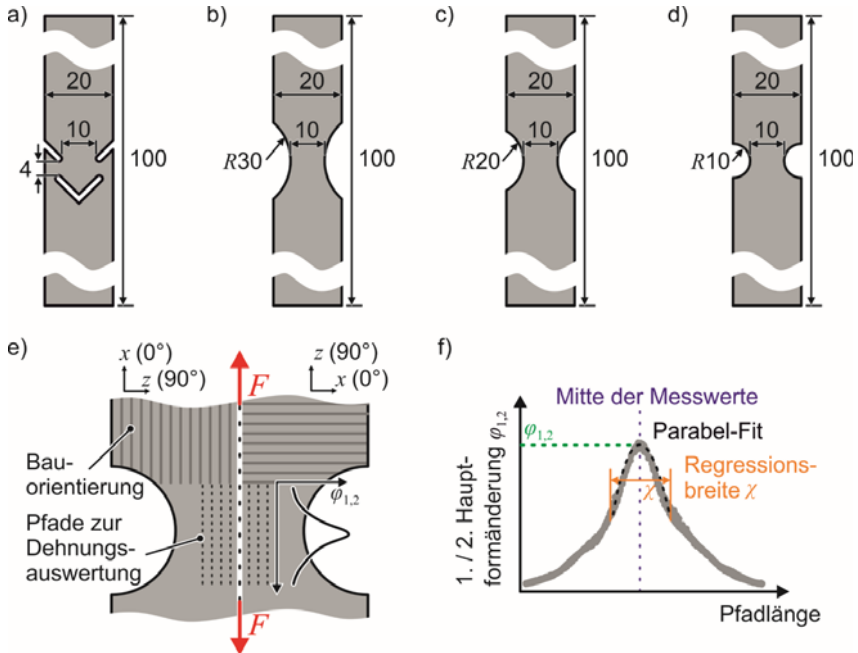


Bild 5.16: a-d) Probenform zur Bestimmung der Grenzformänderung im Zugversuch, e) Messmethodik für die Dehnungsbestimmung mittels DIC, f) Auswertemethodik

Somit kann im weiteren Verlauf sowohl ein experimenteller, als auch ein numerischer Abgleich zwischen Umformprozessen, Grenzformänderungskurven und Simulationen geschaffen werden. Ein weiterer Grund für die Nutzung des Rissbeginns für die Erstellung der Grenzformänderungskurven ist der unspezifische Ort der Einschnürung. Im Bild 5.14 zeigt sich, dass der Dehnungswert der Gleichmaßdehnung nur eine geringe Änderung der Steigung über einen breiten Dehnungsbereich aufweist. Dadurch ist es, gerade bei den Spezialproben aus Bild 5.16 oftmals nicht eindeutig möglich den Einschnürbeginn zu bestimmen. Ausgewertet wird deshalb das DIC-Bild vor dem Bruch der Probe. In den Prüfbereich werden neun Längsschnitte gelegt anhand derer Pfadlänge die 1. und 2. Hauptformänderung ausgewertet wird. Von den so ermittelten Punktwolken wird die Mitte der Messwerte bestimmt, von wo aus die Regressionsbreite $\chi = 4$ mm, den Bereich für einen Parabelfit vorgibt. Die Punkte innerhalb der Regressionsbreite χ werden über eine Parabel zweiter Ordnung gefittet. Das Maximum der Parabel gibt den Wert für die Grenzformänderung an. Das resultierende Grenzformdiagramm für den Rissbeginn ist im **Bild 5.17** für die beiden Baurichtungen 0° - und 90° dargestellt.

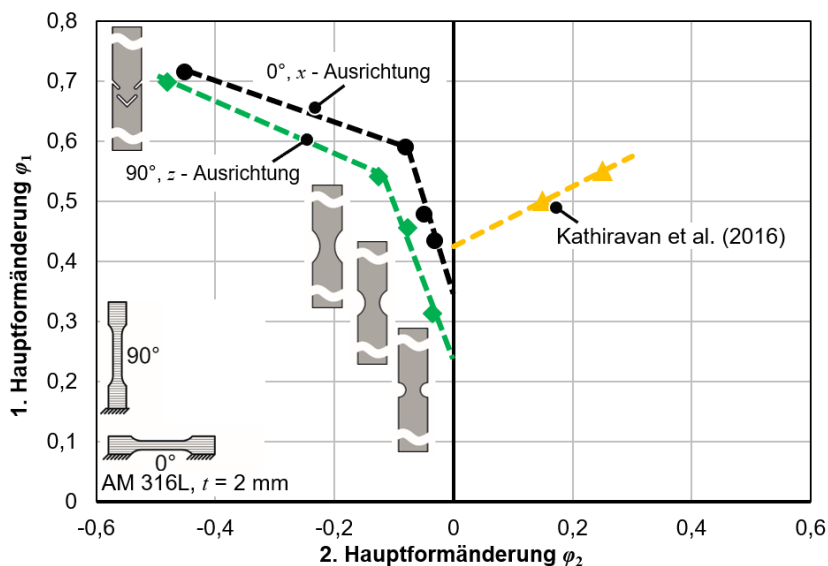


Bild 5.17: Grenzformänderungskurve für den additiv gefertigten Edelstahl 316L für den Rissbeginn, positive ϕ_2 -Werte nach (Kathiravan et al., 2016)

Die Ergebnisse zeigen eine leicht höhere Grenzformänderung für die Proben, welche in 0° -Ausrichtung gebaut werden. Das hängt mit der bereits erwähnten statistischen Zunahme an Poren und Einschlüssen mit zunehmender Bauhöhe zusammen. Mit zuneh-

mender ersten Hauptformänderung sinkt auch die zweite Hauptformänderung linear, dabei reduziert sich die Steigung der Kurve im Bereich von $\varphi_2 = -0,09$ bzw. $\varphi_2 = -0,12$ wenn der Übergang zur Scherdeformation stattfindet. Somit werden maximale Grenzformänderungen von bis zu $\varphi_1 = 0,7$ und $\varphi_2 = -0,5$ erreicht, was dem Werkstoff eine gute Eignung für einen Umformvorgang bescheinigt. Der Bereich des bi-axialen Zuges konnte im Rahmen der Charakterisierung nicht ermittelt werden. Für die späteren experimentellen Untersuchungen spielt die rechte Seite nur eine untergeordnete Rolle, da das Tiefziehen und das Biegen im Bereich negativer zweiter und positiver erster Hauptformänderungen verortet sind. Für den bi-axialen Bereich wird für die Dehnungen bei Rissbeginn auf die Untersuchungen von Kathiravan et al. (2016) zurückgegriffen, welche ebenfalls einen Edelstahl 316L untersuchen. Der untersuchte Werkstoff weist eine ähnliche Korngröße auf, wie sie auch in additiv gefertigten Bauteilen vorkommt.

5.3 Vergleich der Werkstoffcharakteristika

Nach Analyse und Charakterisierung der Nickelbasislegierung Hastelloy X und den Edelstählen GP1 sowie 316L wird im kommenden Abschnitt eine finale Werkstoffauswahl getroffen. Die Anforderungen an die Fertigung der Bleche mit Kernstruktur sind in erster Linie eine hohe Duktilität des Werkstoffes, um die notwendige Umformbarkeit der zu entwickelnden Bauteile zu gewährleisten. Daneben spielt für die Auslegung besonders die prozessinhärente Anisotropie eine wichtige Rolle, die möglichst gering sein soll. Da in der Fertigung der Halbzeuge aufgrund der komplexen Geometrie kein eindeutiger Faserverlauf bzw. Richtung der Schweißraupen bezogen auf die Belastungsrichtung möglich ist, sollte das Material für die Untersuchung möglichst isotrope und homogene Eigenschaften aufweisen. Die Materialkennwerte werden entsprechend der DIN EN ISO 6892-1 (2016) ermittelt. Das Elastizitätsmodul wird entsprechend der Norm, über eine Regressionsrechnung zwischen einem unteren Spannungswert $R_1 = 0,1 \cdot k_{f0}$ und einem oberen Spannungswert $R_2 = 0,4 \cdot k_{f0}$ bestimmt. Das Bestimmtheitsmaß beträgt dabei mindestens 99%.

Die mechanischen Kennwerte aller in den vorangegangenen Kapitel charakterisierten Werkstoffe sind im **Bild 5.18** bis **Bild 5.22** gegenübergestellt. Der jeweilige Materialkennwert ist in Abhängigkeit der Baurichtung angegeben. So verdeutlicht Bild 5.18 die Verteilung der E -Moduln über die Baurichtungen. Der Edelstahl 316L zeigt hier die besten Kennwerte mit der geringsten Neigung zur Anisotropie. Besonders anisotrop ist die Nickelbasislegierung Hastelloy X.

Bei der Fließspannung im **Bild 5.19** ergibt sich für den Edelstahl 316L die geringste Anfangsfließspannung, verbunden mit der geringsten Abhängigkeit über die Baurichtungen. Der Unterschied zwischen der x - und z -Ausrichtung liegt bei 8%, während die Differenz für die anderen beiden Werkstoffe bis zu 17 % beträgt.

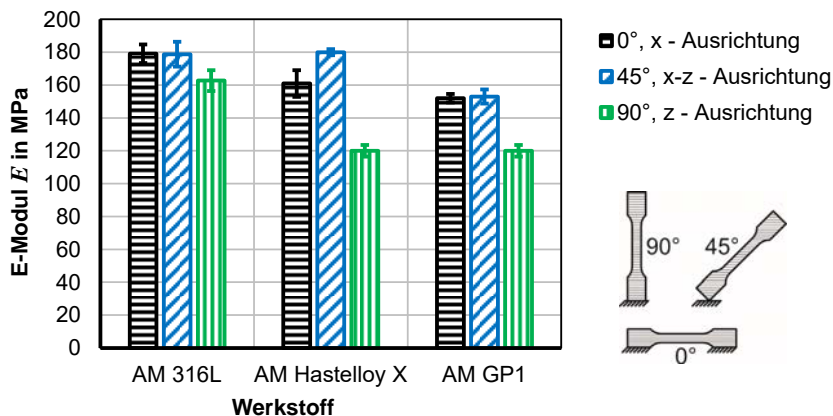


Bild 5.18: Elastizitätsmodul E der untersuchten Werkstoffe

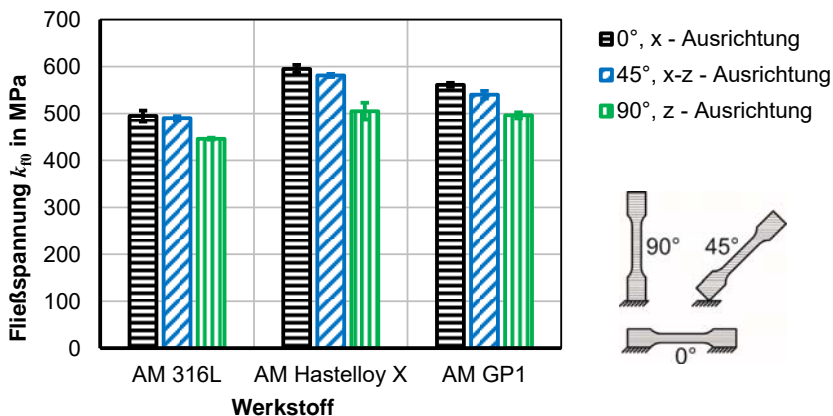


Bild 5.19: Anfangsfließspannung k_0 der untersuchten Werkstoffe

Die Zugfestigkeit als Maß für die maximal ertragbare Spannung eines Werkstoffes ist im **Bild 5.20** dargestellt. Hier erreicht der Edelstahl GP 1 die höchsten Festigkeitswerte. Damit einher geht auch die stärkste Richtungsabhängigkeit bei diesem Kennwert. Bei der Gleichmaßdehnung im **Bild 5.21** erreicht der Werkstoff GP1 ebenfalls die höchsten Werte. Dies ist wieder mit der stärksten Neigung zur Anisotropie verbunden. Hinzu kommt, dass der Verlauf der Spannungs-Dehnungskurve mit der sehr ausgeprägten Streckgrenze einen suboptimale Dehnungsverlauf bedingt. Den besten Kompromiss aus Dehnung und Richtungsabhängigkeit bietet hier der Edelstahl 316L und die Nickelbasislegierung Hastelloy X.

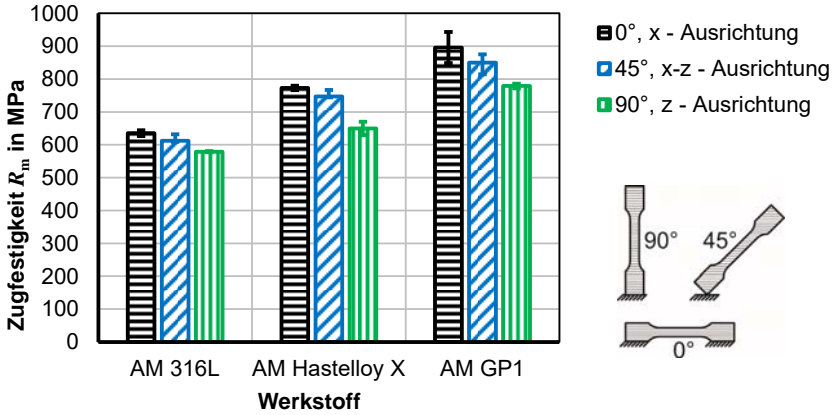


Bild 5.20: Zugfestigkeit R_m der untersuchten Werkstoffe

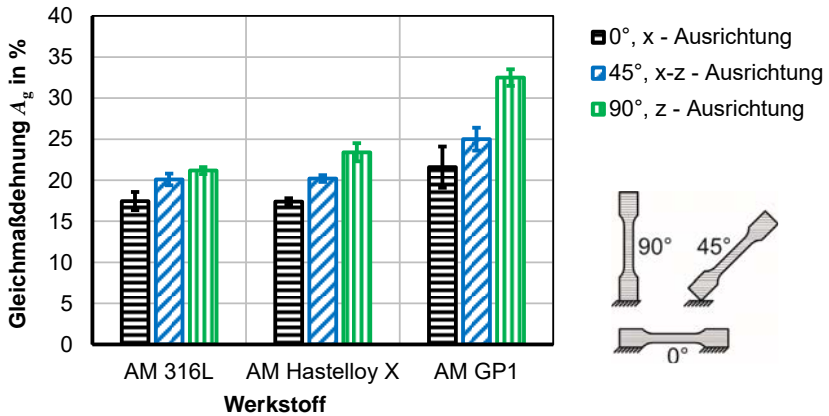


Bild 5.21: Gleichmaßdehnung A_g der untersuchten Werkstoffe

Eines der wichtigsten Kriterien für die spätere Auslegung stellt der Verfestigungsexponent dar. Im **Bild 5.22** ist dieser im Vergleich zu den anderen Werkstoffen abgebildet. Hier zeigt sich, dass dieser bei dem Edelstahl 316L nahezu identisch über die verschiedenen Baurichtungen ist. Damit ist die Berücksichtigung der richtungsabhängigen Verfestigung für die spätere numerische Simulation vernachlässigbar. Die größte Neigung zur anisotropen Verfestigung weist der Edelstahl GP1 mit 40 % Unterschied zwischen den Baurichtungen auf.

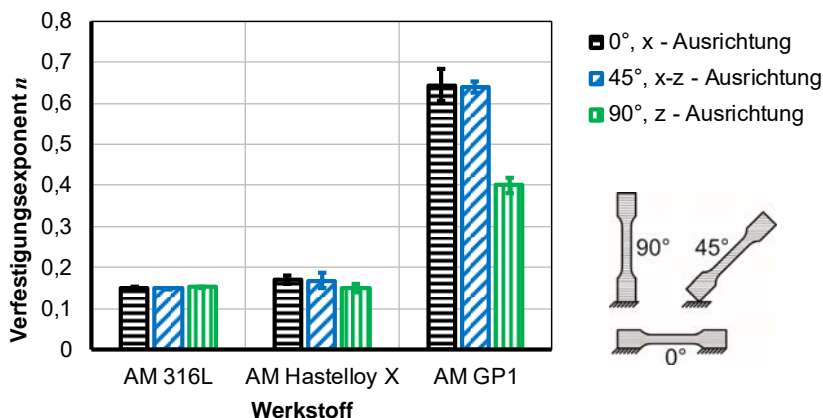


Bild 5.22: Verfestigungsexponent n der untersuchten Werkstoffe

5.4 Zwischenfazit und Werkstoffauswahl

Werkstoffauswahl

Unter Berücksichtigung der Anforderung an die Auslegung und Entwicklung umformbarer additiv gefertigter Blechhalbzeuge mit Kernstruktur wird der Edelstahl 316L für die weiteren Untersuchungen ausgewählt. Dieser Werkstoff weist von allen betrachteten Werkstoffen die geringste Neigung zu anisotropem Verhalten auf. Dabei ist sowohl die Festigkeit als auch Duktilität hoch genug, um den Werkstoff für umformtechnische Anwendungen einzusetzen.

Fazit zur umformtechnischen Charakterisierung

Nachdem die Werkstoffe Hastelloy X und die Edelstähle GP1 und 316L umfangreich charakterisiert und analysiert sind, lassen sich die folgenden übertragbaren Aussagen zum Verhalten von additiv gefertigten Werkstoffen für die umformtechnische Anwendung treffen:

- Die Fertigungsungenauigkeit und Oberflächengüte machen es erforderlich, die Probenbreite über eine Fräs- oder Schneidoperation einzustellen.
- Die durch den additiven Fertigungsprozess erzeugte hohe Oberflächenrauheit hat keinen Einfluss auf die Gleichmaßdehnung oder Festigkeit der untersuchten Werkstoffe. Die Bruchdehnung wird hingegen nach dem Ende der homogenen Formänderung und Beginn der Einschnürung negativ beeinflusst.
- Die Dickenmessung bei Proben mit unbearbeiteten Oberflächen ist durch die hohe Oberflächenrauheit fehlerbehaftet und muss mit Hilfe der gemittelten Rauertiefe R_z entsprechend der Gl. (5.1) korrigiert werden.

- Beim ebenen Torsionsversuch ist die direkte Fertigung einer kreisförmigen und konzentrischen Nut nicht mit der Genauigkeit möglich, wie es eine akkurate Auswertung vorsieht. Daher muss die Nut für die Charakterisierung über eine Nachbearbeitung eingebracht werden, um eine exakte Nutgeometrie zu erzeugen.
- Additiv gefertigte Bauteile weisen eine grundlegende, von der Aufbaurichtung abhängige, Anisotropie auf. Die Ausprägung ist werkstoffabhängig. Auch die Beeinflussung des Fließbeginns und der Verfestigung sowie die Zug-Druck-Asymmetrie sind werkstoffabhängig.
- Grundsätzlich sind alle betrachteten Werkstoffe aufgrund ihrer hohen Duktilität für die Umformtechnik geeignet, unterscheiden sich jedoch stark hinsichtlich ihrer anisotropen Eigenschaften.

6 Charakterisierung von Kerngeometrien für additiv gefertigte Blechhalbzeuge

Im folgenden Kapitel werden drei unterschiedliche Kerngeometrien für eine umformtechnische Nutzung beschrieben, deren Eigenschaften charakterisiert und deren Umformverhalten analysiert. Die Strukturen, welche im **Bild 6.1** abgebildet sind, kommen zum Einsatz und werden über die relative Dichte ρ definiert:

$$\rho = \frac{V_{\text{Kern}} + V_{\text{Deckblech}}}{L \cdot W \cdot (2t_f + C)} \quad (6.1)$$

Das diskrete Volumen V_{Kern} der Kernstruktur und $V_{\text{Deckblech}}$ das Volumen der beiden Deckbleche. L , W , t_f und C sind Bild 6.1 zu entnehmen.

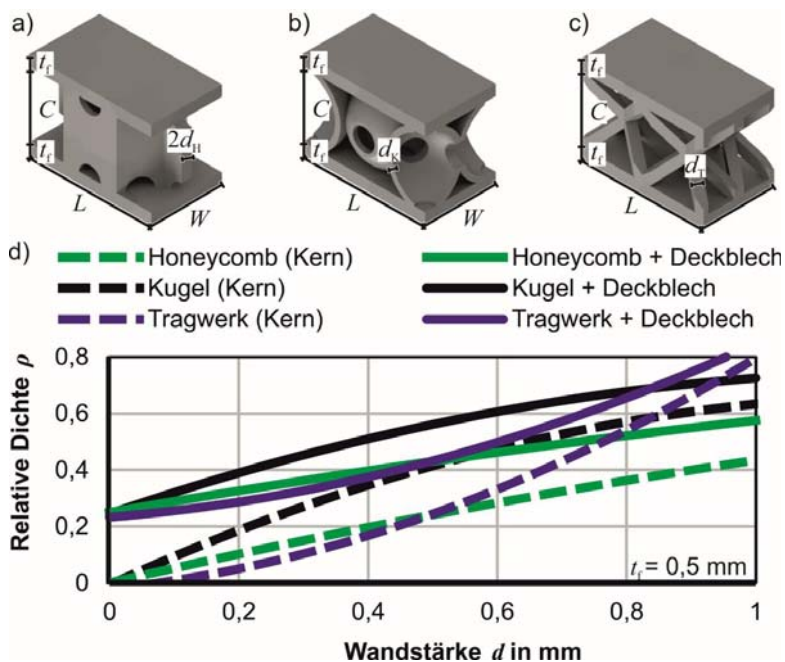


Bild 6.1: Kernstrukturen mit relevanten Maßangaben, a) Kugelstruktur, b) Honeycombstruktur, c) Tragwerkstruktur, d) relative Dichte in Abhängigkeit der Wandstärke mit und ohne Berücksichtigung der Deckbleche

Die Honeycombstruktur ist im Bild 6.1a dargestellt und entspricht im Aufbau dem einer Bienenwabe mit hexagonaler Anordnung der Zellen. Die Kugelstruktur im Bild 6.1b ist

im Wesentlichen der hexagonal dichtesten Kugelpackung nachempfunden, wie sie beispielsweise auch beim Aufbau von Kristallgittersystemen zu finden sind. Bei der Kugelstruktur in diesem Fall werden Hohlkugeln entsprechend angeordnet, um ein maximal ausgefülltes Muster zu erzeugen. Die Tragwerksstruktur im Bild 6.1c besteht aus verschränkten Gitterstäben, die periodisch angeordnet sind. Diese Struktur ist von den Kagome⁷ Kristallgittern abgeleitet, welche in vielen natürlichen Mineralien vorkommen. Die relative Dichte der drei Strukturen ist in Abhängigkeit der Wandstärke d im Bild 6.1d dargestellt. Es werden einmal nur die Kernstruktur ohne Deckblech und einmal die gesamte Einheitszelle inklusive Deckblech betrachtet. Die Wandstärke d ist der Hauptparameter zur Variation der relativen Dichte. Dieser wird für alle Strukturen im Bereich zwischen $d = 0,15$ mm und $d = 1$ mm variiert. Zur besseren Vergleichbarkeit der Strukturen wird im Folgenden üblicherweise die relative Dichte als Füllmaß angegeben. Gemein haben die Einheitszellen ihre Grundfläche, also die Seitenlänge $L = 5,63$ mm und die Breite $W = 2,185$ mm. Die Kernhöhe C wird im Verlauf der Arbeit zwischen $C = 3$ mm und $C = 3,5$ mm variiert. Die Deckblechdicken t_f werden entsprechend so gewählt, dass die Gesamthöhe $H = C + 2t_f = 4$ mm beträgt. Alle Strukturen sind mittels additiver Fertigung im SLM-Verfahren herstellbar, wobei die Kugel- und Tragwerksstruktur in der vorliegenden Form auch auf keine andere Art und Weise fertigbar sind. Die Strukturen sind für verschiedene relative Dichten im **Bild 6.2**.

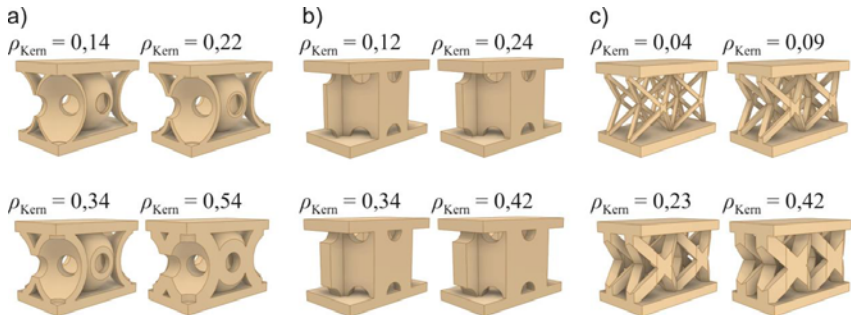


Bild 6.2: Einheitszellen der betrachteten Strukturen a) Kugelstruktur, b) Honeycombstruktur, c) Tragwerkstruktur

Durch die additive Fertigung und den damit verbundenen schichtweisen Aufbau ergibt sich die Herausforderung der Pulverentfernung aus den innen liegenden Hohlräumen. Dazu werden die Löcher in die Strukturen eingebracht, aus denen das Pulver nach der additiven Fertigung aus den Strukturen herausrieseln kann. Werden diese Löcher zu

⁷ Der Name leitet sich aus der Verwendung von trihexagonalen Strukturen in der japanischen Korbmacherei ab und wird allgemein auch als Name dieser Struktur für physikalische Anwendungen genutzt (Conway et al. (2008)).

klein gewählt, verbleibt Restpulver in den Hohlräumen der Struktur, wie in der Röntgenaufnahme im **Bild 6.3** zu erkennen ist. Durch die erhöhte Absorption innerhalb der Trennwände erscheint das Restpulver in dem auf dem Bild vorhandenen zweitdunkelsten Grauton. In den Randbereichen des Bauteils sind in zwei unterschiedlichen Grautönen das obere und untere Deckblech zu erkennen. Das untere Deckblech erscheint dunkler, da die Strahlung bereits durch das darüber liegende Deckblech abgeschirmt wird. Die Trennwände zeigen für das Material mit der höchsten Absorption, auch den dunkelsten Grauwert. Das Restpulver kann sich sowohl auf die mechanischen Eigenschaften bei einer Umformung auswirken als auch schädliche Folgen auf den menschlichen Organismus und somit die Gesundheit haben und muss vor dem Einsatz vollständig entfernt werden. Als sinnvoll haben sich Lochdurchmesser zur Pulverentfernung von mindestens einem Millimeter erwiesen. Damit lässt sich das Restpulver über einen Vibrationsstisch und Druckluft vollständig entfernen. Eine Reinigung im Ultraschallbad bindet anhaftende Partikel schlussendlich und entfernt diese vom Bauteil.

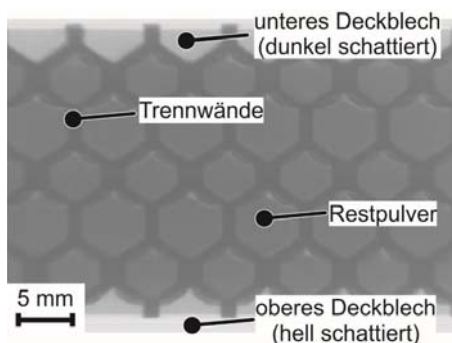


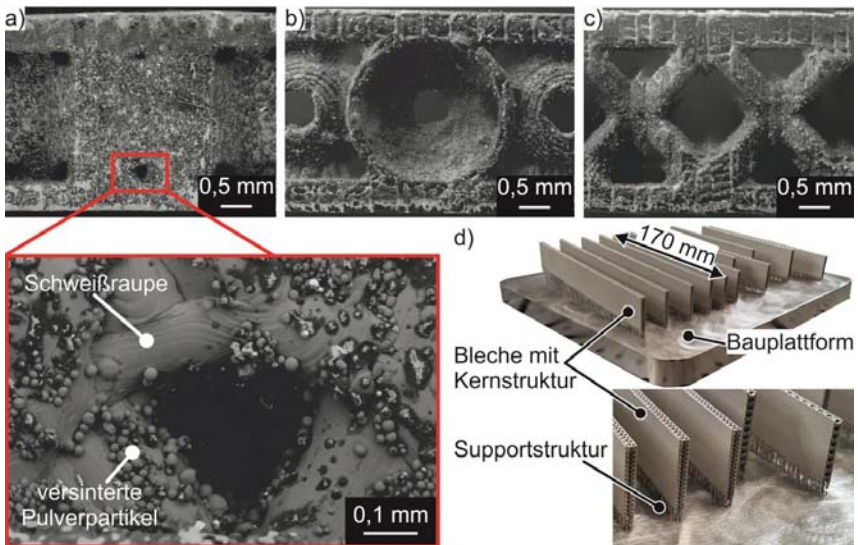
Bild 6.3: Röntgenbild einer additiv gefertigten Honeycombstruktur mit Restpulver innerhalb der Trennwände.

6.1 Additive Fertigung der Strukturen

Die additive Fertigung der Bleche mit Kernstruktur findet auf einer Anlage zum selektiven Laserstrahlschmelzen der Firma DMG-Mori statt. Anwendung findet die Lasertec 30 SLM der zweiten Generation. Die Prozessparameter entsprechen denen vom Hersteller mitgelieferten Standardparametern. Die Kernparameter sind in **Tabelle 6-1** aufgeführt. Die Supportstruktur wird individuell je nach Struktur gewählt. Durch die additive Fertigung ergeben sich Besonderheiten bei den gefertigten Bauteilen. Im **Bild 6.4** sind Rasterelektronen-Mikroskop-Aufnahmen (REM) der gefertigten Strukturen gezeigt.

Tabelle 6-1: Kern-Prozessparameter für die Fertigung der Bleche mit Kernstruktur

Laserleistung	Scangeschwindigkeit	Spurbreitenabstand	Schichtdicke
P_L	v_S	h_s	h_z
219 W	744 mm/s	0,1 mm	0,05 mm

**Bild 6.4:** Additiv gefertigte Strukturen. REM-Aufnahmen von a) Honeycomb-, b) Kugel-, c) Tragwerksstrukturen, d) Bleche auf Bauplattform

Ein Teil der additiv gefertigten Bleche sind im Bild 6.4d auf der Bauplattform abgebildet. Wie in den Bildern Bild 6.4a-c zu erkennen, zeigen sich durch die additive Fertigung verschiedene geometrische Ungenauigkeiten. Das sind zum Einen Verrundungen und Materialanhäufungen an Kreuzungspunkten und in Ecken. Durch die Wärmeinflusszone des Lasers und den Laserdurchmesser ist es nicht möglich scharfkantige Übergänge zu erzeugen. Darüber hinaus kommt es zu versinterten Pulverpartikeln, die an der Oberfläche der Strukturen haften und für die charakteristische raue Oberfläche verantwortlich sind. Durch die Wärmeinflusszone des Lasers ist die additive Fertigung außerdem immer mit geometrischen Abweichungen zwischen Soll-Geometrie und Ist-Geometrie verbunden. Die zu fertigende Geometrie wird immer einen Unterschied zum

CAD-Modell aufweisen. Aus diesem Grund werden alle Strukturen nach der additiven Fertigung vermessen. Auf Grundlage der so gemessenen Werte werden die kommenden FEM-Modelle aufgebaut. Dadurch ist es möglich die Geometrieabweichung zu kompensieren. Die weiteren Fertigungsabweichungen wie Kantenverrundungen, diskrete Schweißraupengeometrien oder anhaftende Pulverpartikel werden außer Acht gelassen, da diese nicht im Rahmen der numerischen Simulationen abgebildet werden können. Die Rauheit der Oberfläche ist insofern schon im Materialmodell berücksichtigt, da die Werkstoffcharakterisierung mit Proben gleicher Rauheit durchgeführt wird.

6.2 Elastische Eigenschaften der Einheitszellen

Die elastischen Ersatzzeigenschaften sind gängige Kenngrößen zur Bewertung von strukturierten Bauteilen und lassen sich beispielsweise für die statisch-numerische Berechnung von Komponenten im Einsatzfall nutzen. Dazu werden die mechanischen Eigenschaften der Einheitszellen über ein repräsentatives Volumenelement (RVE, im vorliegenden Fall eine Einheitszelle wie im Bild 6.1) gemittelt. Dadurch ergeben sich Ersatz-Kenngrößen für die mechanischen Kennwerte der Einheitszellen, die es ermöglichen, ohne diskrete Modellierung der komplexen Kernstrukturen elastische Berechnungen durchzuführen. Die elastischen Eigenschaften der Einheitszellen unter variierenden Lastfällen werden numerisch ermittelt und für ausgewählte Lastfälle experimentell validiert. Die Einheitszellen werden an den Randflächen der Einheitszellen mit Verschiebungen belastet, aus denen sich die homogenisierten Ersatzsteifigkeiten der Einheitszellen berechnen lassen. Der schematische Ablauf, die Belastung und die resultierende Deformation sind im **Bild 6.5** dargestellt. Die Indizes x, y, z geben dabei die Haupttrichtung der Belastung an. Es werden die Ersatznormalsteifigkeiten der Einheitszellen $E_{xx} = \sigma_{xx}/\epsilon_{xx}$, $E_{yy} = \sigma_{yy}/\epsilon_{yy}$ und $E_{zz} = \sigma_{zz}/\epsilon_{zz}$, die Ersatzschubsteifigkeiten $G_{xy} = \tau_{xy}/\gamma_{xy}$, $G_{xz} = \tau_{xz}/\gamma_{xz}$ und $G_{yz} = \tau_{yz}/\gamma_{yz}$, sowie die Poissonzahlen $\nu_{xy} = -\epsilon_{xx}/\epsilon_{yy}$, $\nu_{xz} = \epsilon_{zz}/\epsilon_{xx}$ und $\nu_{yz} = \epsilon_{zz}/\epsilon_{yy}$ bestimmt. Neben der Möglichkeit zur Homogenisierung der Materialeigenschaften dienen die Kennwerte auch als strukturunabhängiges Maß zum Vergleich verschiedener Kerngeometrien. Die Belastung wird mittels des FEM-Programms Abaqus/CAE 2021 und dem Plugin EasyPBC (Omairey et al., 2019) auf die Einheitszellen aufgeprägt. Dabei wird die relative Dichte der Einheitszellen variiert.

Über das Plugin werden periodische Randbedingungen sowie die Belastungen entsprechend **Bild 6.5** gesteuert. Aus den Knotenkräften und Verschieben ergeben sich die gemittelten Ersatz-Kenngrößen. Dabei geben σ und ϵ die Normalspannung sowie die Dehnung der Einheitszelle an. Der Quotient aus der Schubspannung τ und der Scherdehnung γ ergibt das Schubmodul. Die Ersatz-Poissonzahl ν wird durch die Dehnung der Querkontraktion ϵ_{quer} und der Normaldehnung ϵ_{normal} bestimmt. Für die drei Kernstrukturen wird die relative Dichte ρ über eine Variation der Wandstärken d geändert. Die Schubsteifigkeit und Poissonzahlen werden über die numerischen Simulationen bestimmt.

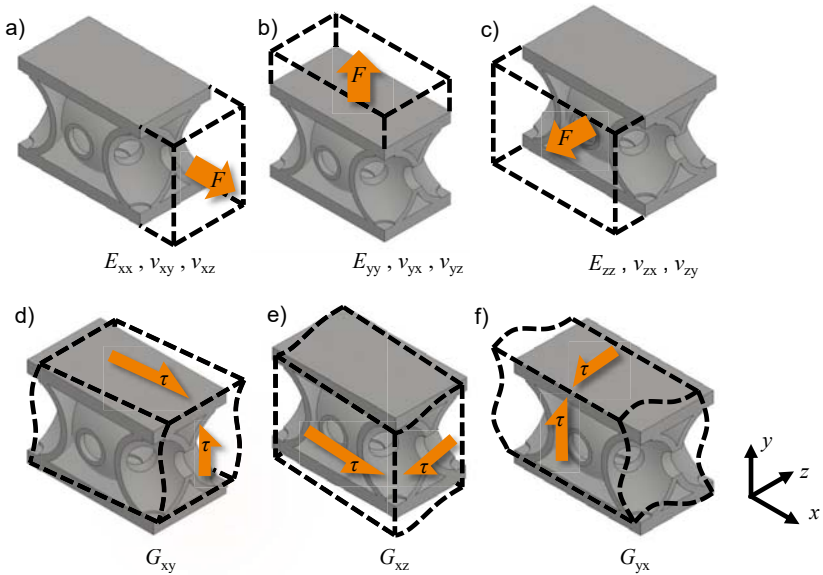


Bild 6.5: Vorgehen zur Bestimmung der Ersatzsteifigkeiten, a-c) Ersatz-Normalsteifigkeiten und – Poissonzahlen, d-f) Ersatz- Schubsteifigkeiten

Ersatzsteifigkeiten der Einheitszellen

Die ermittelten elastischen Ersatzgrößen der betrachteten Strukturen sind im **Bild 6.6** dargestellt. Aus dem Bild gehen charakteristische Eigenschaften der Kerngeometrien der Einheitszellen hervor. Die Normal- und Schubsteifigkeiten zeigen bei allen Strukturen ähnliche Eigenschaften, wobei die Honeycomb- und Tragwerksstruktur im Bild 6.6a und c anisotrope Steifigkeiten aufweisen. Demgegenüber stehen die isotropen Eigenschaften der Kugelstruktur (Bild 6.6b). Aufgrund der Geometrie ergeben sich diese Eigenschaften. Makroskopisch gesehen ergibt sich bei der hexagonal angeordneten Kugelstruktur in allen Richtungen eine ähnliche Steifigkeitsreaktion bei Belastung. Die Ersatz-Poissonzahlen im Bild 6.6c liegen für jede Struktur im Bereich $0 < \nu < 0,5$, was übliche Werte für einen metallischen Werkstoff sind. Die Strukturen verhalten sich weder inkompressibel ($\nu = 0,5$) noch auxetisch⁸ ($\nu < 0$).

⁸ Als auxetisch werden Strukturen beschrieben, die sich bei einer Streckung quer zur Streckrichtung ausdehnen (Lakes (1987)).

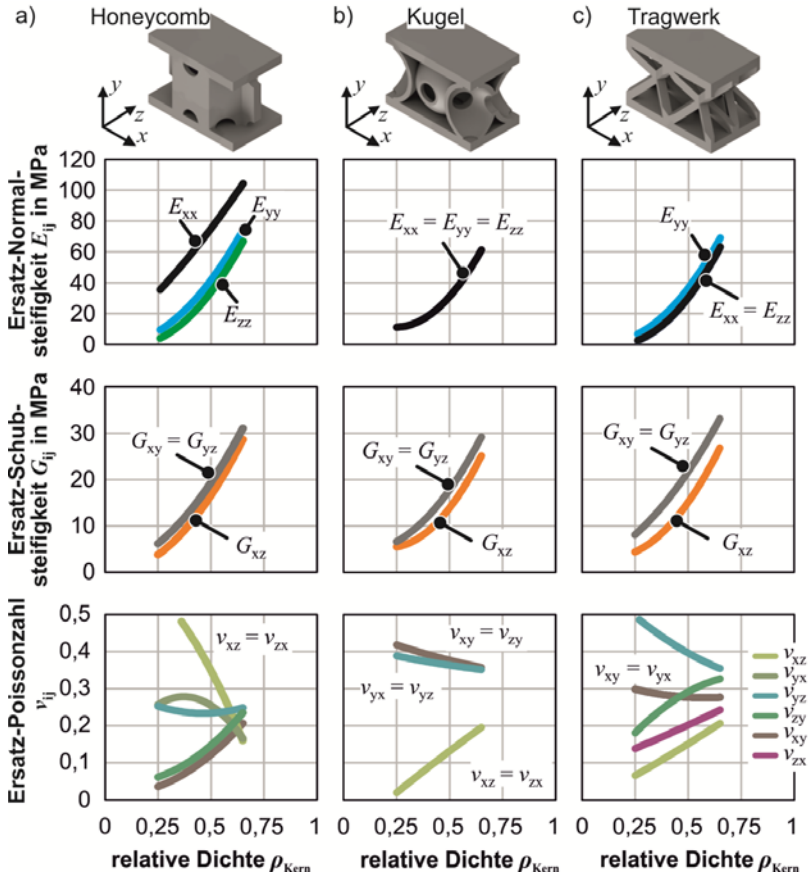


Bild 6.6: Elastische Ersatzkenngrößen der Einheitszellen, a) Honeycombstruktur, b) Kugelstruktur, c) Tragwerksstruktur

Die ermittelten Kennwerte lassen sich über eine quadratische Funktion mit einem Bestimmtheitsmaß von $R = 99,8\%$ approximieren:

$$[E_{ij}; G_{ij}; \nu] = J \cdot \rho^2 + M \cdot \rho + N. \tag{6.2}$$

Die Koeffizienten J, M und N sind im Anhang in **Tabelle A1** aufgelistet. Über diese ist es möglich, für beliebige relative Dichten die Ersatz-Kenngrößen für die jeweiligen Strukturen zu bestimmen.

Mit den zuvor bestimmten Ersatzkenngrößen wird im Folgenden eine einfache Biegesimulation zur Verifizierung der Methodik durchgeführt (**Bild 6.7**). Dabei werden die

Steifigkeitskonstanten für eine Honeycombstruktur mit der relativen Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,24$ für die homogenisierte Struktur (Bild 6.7a) genutzt. Demgegenüber wird die Durchbiegung für die diskrete Struktur im Bild 6.7b bestimmt. Ein Vergleich zeigt eine Übereinstimmung zwischen den beiden Simulationen mit einer Differenz von 2 % zwischen der Struktur mit den Ersatzgrößen und der Struktur mit der diskreten Geometrie (Bild 6.7c), womit die Methodik als verifiziert angenommen wird.

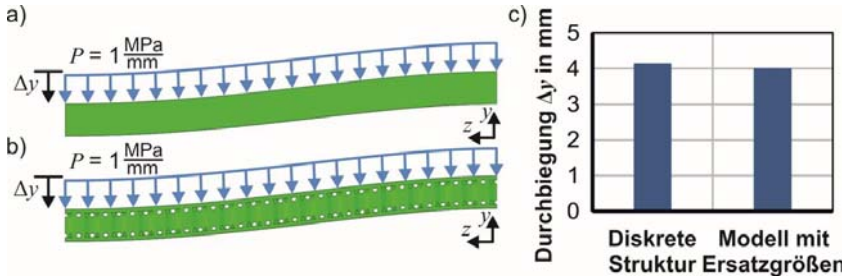


Bild 6.7: Verifikation der Simulationsergebnisse zur Bestimmung der Ersatz-Kennwerte am Beispiel der Honeycombstruktur, a) Modell mit homogenisierter Struktur und Materialmodell mit Ersatzgrößen, b) Diskretes Modell der Honeycombstruktur mit Materialmodell der Werkstoffeigenschaften von 316L Edelstahl, c) Vergleich der Durchbiegungen

6.3 Plastische Eigenschaften der Einheitszellen

Für eine umformtechnische Nutzung und Auslegung der Kernstrukturen und Einheitszellen werden im Folgenden die plastischen Eigenschaften charakterisiert. In einem Umformprozess werden üblicherweise verschiedene Belastungsszenarien aus Sicht der umgeformten Einheitszelle durchlaufen. Diese Belastungskollektive setzen sich aus Druck-, Biege- und Schubbelastungen zusammen, welche im Folgenden isoliert betrachtet werden.

6.3.1 Druckbelastung

Die plastische Antwort der Einheitszellen auf eine Druckbelastung wird im Folgenden untersucht. Dazu werden die additiv gefertigten Stauchproben (**Bild 6.8c**) sowohl im Experiment als auch mittels numerischer Simulation gestaucht. Der Aufbau ist schematisch im Bild 6.8a dargestellt. Die Randbedingungen für die Simulation und das Modell können Bild 6.8b entnommen werden. Die Kontaktflächen zwischen Stempel und Deckblechen werden im Simulationsmodell mit einem Reibwert von $\mu = 0,15$ angenommen. Die Stauchversuche finden in einer Universalprüfmaschine statt. Es wird eine Stauchung von $\Delta y = 2 \text{ mm}$ aufgebracht, was einer Dehnung $\epsilon_{\text{stauch}} = 0,5$ entspricht. Aus den aufgezeichneten Kraft-Weg-Kurven werden Vergleichsgrößen für die Spannung und die

Dehnung ermittelt. Die Stauchkraft F wird dabei auf die Grundfläche A_{stauch} der Proben bezogen. So ist ein Vergleich verschiedener Geometrien mit verschiedenen relativen Dichten möglich.

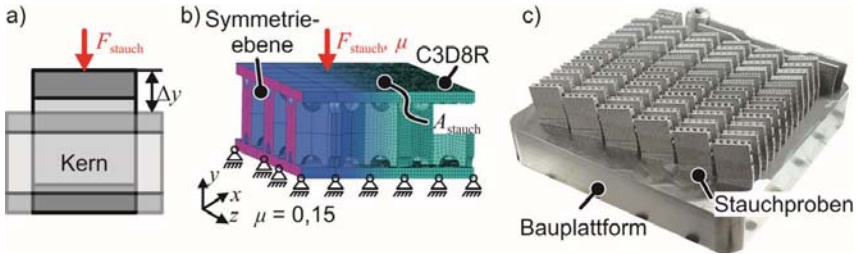


Bild 6.8: Aufbau der Stauchversuche an den Strukturen, a) schematischer Aufbau, b) Aufbau in der Simulation, c) gefertigte Proben auf Bauplattform

Die resultierenden Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Stauchversuche mit Honeycombstruktur in Abhängigkeit der relativen Dichte sind im **Bild 6.9** dargestellt.

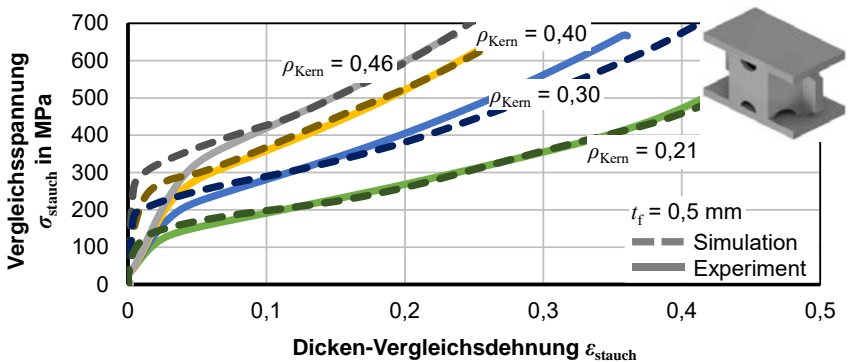


Bild 6.9: Experimentelle und numerische Ergebnisse der Stauchversuche der Honeycombstrukturen

Die experimentell ermittelten Kurven der Honeycomb-Stauchversuche zeigen zu Beginn des Versuchs eine reduzierte Steifigkeit im Vergleich zur Simulation. Ursächlich hierfür sind Setzeffekte in der Struktur der Prüfmaschine sowie leichte Fertigungsabweichungen bei der additiven Fertigung. Die Proben weisen zum einen eine hohe Oberflächenrauheit auf und zum anderen sind die Proben im Vergleich zur Simulation nicht zu 100% eben. Zu Beginn des Experimentes wird also zunächst die oberflächliche Rauheit sowie Formabweichung eingeebnet und die Steifigkeit der Proben ist reduziert. Dieser Effekt tritt bei allen getesteten Kerngeometrien auf (vgl. **Bild 6.12** und **Bild 6.14**). Im weiteren Verlauf zeigt sich zwischen Simulation und Experiment eine sehr gute

Übereinstimmung sowie qualitativer Kurvenverlauf. Die Steigung der Kurven verläuft zunächst flach und steigt im weiteren Verlauf des Experimentes an. Hierbei handelt es sich um einen strukturspezifischen Effekt. Die Kernstruktur besitzt an der Verbindungsstelle zwischen Deckblech und Kern Löcher zur Entfernung von innen liegendem Restpulver. Bei einer Stauchung in Blechdickenrichtung wird zunächst der Bereich auf Höhe der Löcher gestaucht (**Bild 6.10**) sobald dieser und das Deckblech mit der Unterseite der Löcher in Kontakt ist, wird die restliche Struktur mitgestaucht. Da es keine Querschnittsänderungen der Kernstruktur mehr gibt, kommt es im weiteren Verlauf zu einer annähernd homogenen Umformung der Kernstruktur.

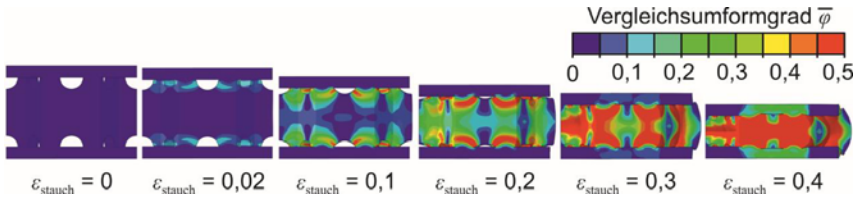


Bild 6.10: Formänderungsverteilung der Honeycombstruktur im Stauchversuch mit zunehmender Dicken-Vergleichsdehnung

Mit zunehmender relativer Dichte der Kernstruktur steigt auch die Vergleichsspannung σ_{stauch} an. Beim Stauchen kommt es bei geringen relativen Dichten ($\rho_{\text{Kern}} < 0,3$) zu einem Ausbauchen der Zellwände (**Bild 6.11**). Da die Spannungs-Dehnungs-Kurven bei allen relativen Dichten monoton ansteigen, kann hier nicht von einer Beulinstabilität gesprochen werden. Dieser Effekt tritt im Randbereich der Probe auf und resultiert aus dem größeren Werkstofffluss nach Außen, so dass ein Ausbauchen der äußeren Zwischenwände stattfindet, ähnlich wie bei konventionellen Stauchversuchen aus Vollmaterial. Die im Bild 6.11 gezeigte Vergleichsformänderungsverteilung zeigt den Einfluss der relativen Dichte. Durch die erhöhte relative Dichte kommt es zu einer Homogenisierung der Formänderungen. Diese lokalisiert bei höheren relativen Dichten weniger stark im Kern als bei geringeren relativen Dichten. Außerdem wird durch die erhöhte relative Dichte der Einfluss auf die Formänderung im Deckblech verstärkt. Die reduzierten Abstände der Zellwände sorgen bei einem Werkstofffluss in radialer Richtung zu einer erhöhten Formänderung im Deckblech. Dies zeigt eindeutig den starken Einfluss der Kernstruktur auf die Umformung.

Die Spannungs-Dehnungs-Kurven für die numerischen und experimentellen Stauchversuche der Kugelstruktur sind im **Bild 6.12** dargestellt. Auch bei diesen Versuchen ergeben sich zu Beginn scheinbar reduzierte Steifigkeiten, wie zuvor bei den Honeycombstrukturen bereits erläutert. Der weitere Kurvenverlauf der Simulationen stimmt mit den Experimenten ebenfalls gut überein.

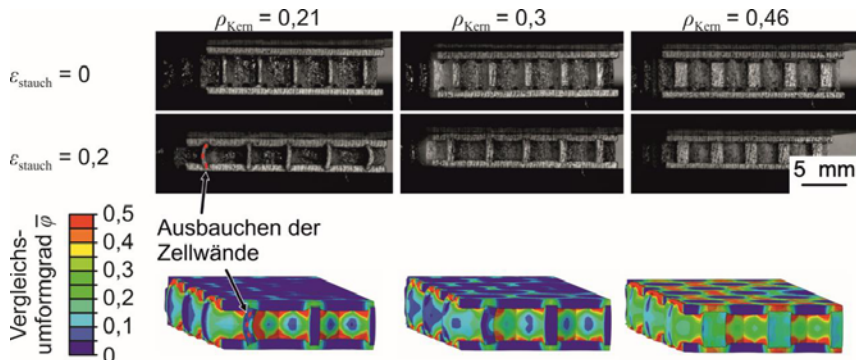


Bild 6.11: Experimentelle und numerische Ergebnisse der Stauchversuche der Honeycombstrukturen

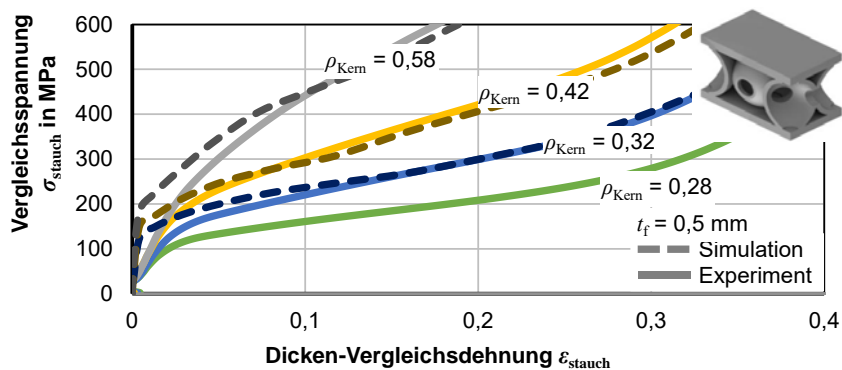


Bild 6.12: Experimentelle und numerische Ergebnisse der Stauchversuche der Kugelstrukturen

Die Kurven sind monoton steigend, weshalb sich in Verbindung mit **Bild 6.13**, ein Beulen oder eine ähnliche Instabilität innerhalb der Struktur ausschließen lässt. Die Formänderungen der gestauchten Kugelstrukturen sind im Bild 6.13 gezeigt. Dabei zeigt sich auch hier eine Lokalisierung der Formänderung im Bereich des geringsten Querschnittes – an der Stelle, an der die Löcher für die Pulverentfernung eingebracht sind. Mit zunehmender relativer Dichte verbleibt die Lokalisierung im Zentrum der Kernstruktur und bleibt stark inhomogen. Durch die gewölbte Kugelstruktur im Kern ist der Kraftfluss beim Anstauchen nicht parallel zur Krafteinleitung, sondern teilt sich entlang der Kugelschalen auf. Dies führt insgesamt zu einer reduzierten strukturellen Festigkeit.

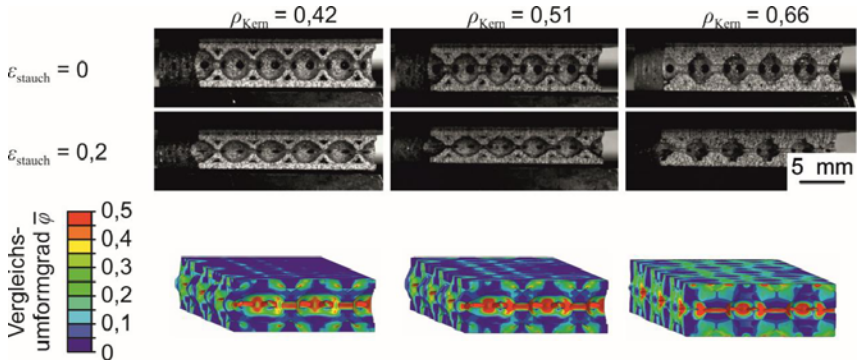


Bild 6.13: Experimentelle und numerische Ergebnisse der Stauchversuche der Kugelstrukturen

Die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der gestauchten Tragwerksstrukturen zeigt **Bild 6.14**. Der Vergleich zwischen Simulation und Experiment fällt auch hier positiv aus. Besonders das qualitative Verhalten der Kernstruktur wird gut abgebildet.

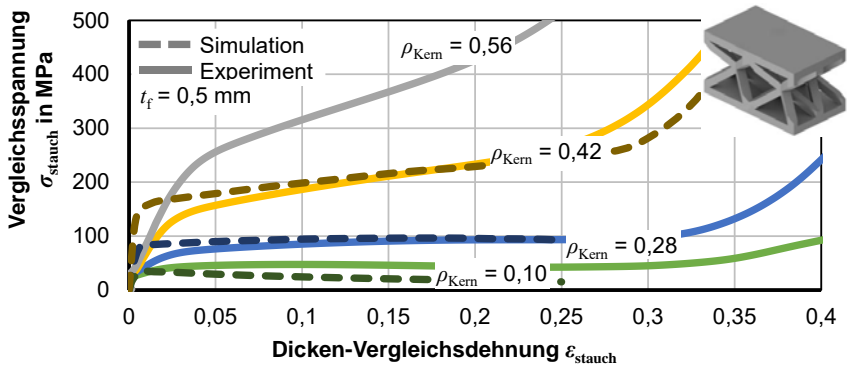


Bild 6.14: Spannungs-Dehnungs Kurven aus dem Stauchversuch von Tragwerksstrukturen

Die Kurven zeigen bei geringen relativen Dichten die Schwachstelle der Tragwerkstruktur unter einer Druckbelastung. Durch die stabförmigen Verstrebungen kommt es zu einem Ausknicken der Kernstruktur. Dies wird deutlich durch eine negative Tangentensteigung im weiteren Kurvenverlauf der gestauchten Tragwerksstrukturen für relative Dichten $\rho_{\text{Kern}} < 0,28$. Das Ausknicken der Kernstruktur wird im **Bild 6.15** ersichtlich. Die Vergleichsdehnungen lokalisieren sich hier an den Knotenpunkten der Tragwerkstruktur. Durch die Stauchung in Dickenrichtung wird an diesen Knotenpunkten ein Bie-

gemoment auf die Strebe übertragen, was dann schlussendlich bei zu geringen Wandstärken zu einem Biegeknicken der Tragwerksstreben führt. Für relative Dichten $\rho_{\text{Kern}} = 0,28$ liegt ein Grenzfall vor. Hier verläuft die Spannungs-Dehnungs-Kurve annähernd horizontal, was dafürspricht, dass ein Gleichgewicht zwischen der werkstofflichen Verfestigung und der strukturellen Nachgiebigkeit beziehungsweise dem Durchbiegen der Tragwerksarme herrscht. Dieses Verhalten ist ebenfalls bei schockabsorbierenden Strukturen zu finden, die eine konstante Energiemenge über einen vordefinierten Weg aufnehmen können. Für relative Dichten $\rho_{\text{Kern}} > 0,28$ zeigt sich ein verfestigendes Verhalten der Kernstruktur, ohne dass es zu einem Instabilitätsversagen kommt.

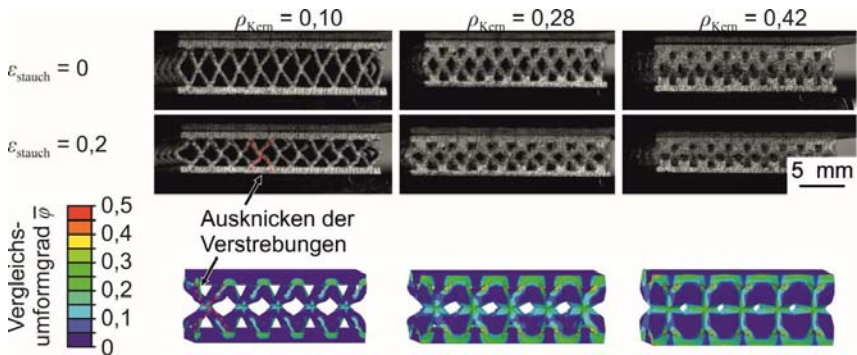


Bild 6.15: Experimentelle und numerische Ergebnisse der Stauchversuche der Tragwerksstrukturen

6.3.2 Schubbelastung

Eine Scherbelastung beschreibt die relative Verschiebung eines Körpers aufgrund entgegengesetzt angreifender Kräfte. Bei der Umformung von Blechen gibt es Bereiche, die sich gegeneinander verschieben und somit in einer Scherdeformation resultieren. Im Folgenden werden die Kernstrukturen hinsichtlich ihrer Eigenschaften unter Scherung untersucht und charakterisiert. Die verwendeten Scherproben sind im **Bild 6.16a** abgebildet. Die Kernstruktur wird auf der Ober- und Unterseite mit Verstärkungen versehen, über welche in einem separaten Versuchsstand die Proben auf Scherung belastet werden können. Die Proben haben die Abmessungen von ca. 25 mm x 10 mm, das entspricht fünf Einheitszellen in Längs- und drei in Querrichtung. Der Versuchsaufbau zum Aufbringen der Scherdeformation ist im Bild 6.16b dargestellt und wird in einer Universalprüfmaschine Zwick Z250 genutzt. Die Scherproben werden in ein Werkzeug eingespannt und parallel auf Scherung bis zum Versagen belastet. Linearführungen verhindern eine Verkipfung der Scherprobe. Dabei wird die Scherkraft F_{Scher} aufgezeichnet. Die Scherdeformation wird über ein optisches Bilderfassungssystem (engl. digital image correlation (DIC)) aufgenommen.

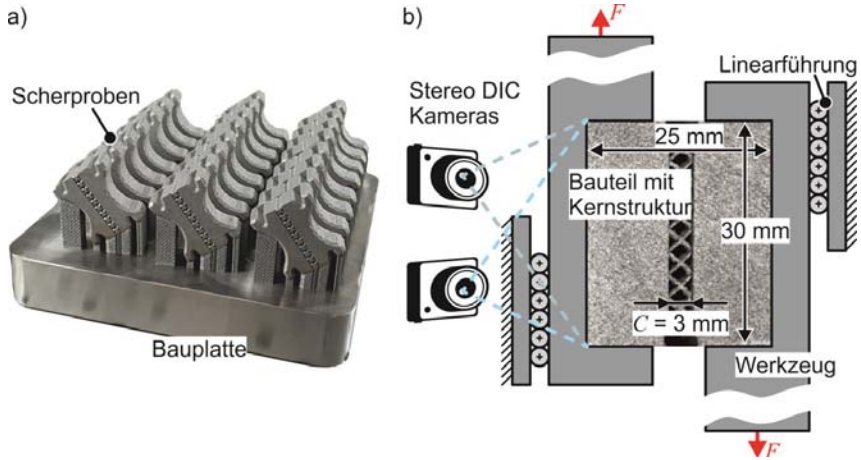


Bild 6.16: a) Additiv gefertigte Scherproben, b) Versuchsaufbau zur Bestimmung der Eigenschaften der Kernstrukturen unter Scherung

Über ein stochastisches Muster ist es möglich die relative Verschiebung direkt an der Probe zu ermitteln. Die aufgezeichneten Kennwerte sind im **Bild 6.17a** aufgeführt. Die gemessenen Werte werden genutzt, um die maximale Scherspannung τ_{Max} und Scherdehnung γ_{Max} , bezogen auf den makroskopischen Probenquerschnitt, zu ermitteln.

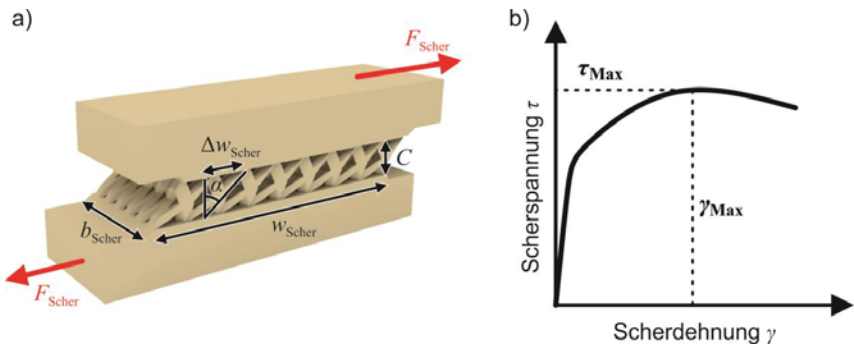


Bild 6.17: Auswertung der Scherdeformation

Die Scherkraft F_{Scher} wird auf die Grundfläche der Scherprobe bezogen. Somit ergibt sich die Scherspannung τ :

$$\tau = \frac{F_{\text{Scher}}}{b_{\text{Scher}} \cdot w_{\text{Scher}}} \quad (6.3)$$

Die Scherdehnung γ ergibt sich über die Relativverschiebung Δw_{Scher} :

$$\gamma = \frac{\Delta w_{\text{Scher}}}{c} \quad (6.4)$$

Damit ergeben sich Scherspannung-Scherdehnungsdiagramme wie im Bild 6.17b, welche strukturübergreifend vergleichbar sind. Für einen genaueren Einblick in die lokale Dehnungsverteilung bei einer Scherbelastung der Strukturen werden numerische Simulationen durchgeführt. Dazu wird Abaqus CAE 2021 mit dem impliziten Solver verwendet. Die Scherproben werden mittels hexagonalen Volumenelementen (C3D8R) vernetzt. Die mittlere Elementkantenlänge wird nach einer Sensitivitätsanalyse auf 0,2 mm festgelegt.

Honeycomb

Die resultierenden Scherspannung-Scherdehnungs-Diagramme sind im **Bild 6.18** dargestellt. Dabei zeigt sich zunächst eine gute Übereinstimmung zwischen den numerischen und experimentellen Ergebnissen, was für die Güte der Materialmodellierung und vorangegangenen Werkstoffcharakterisierung spricht.

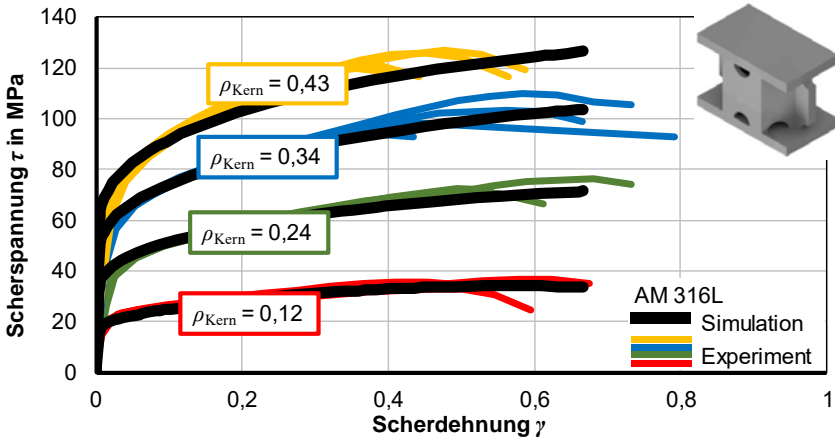


Bild 6.18: Scherspannung-Scherdehnungs-Diagramm der Honeycombstruktur

Die Simulationen beinhalten kein Schädigungsmodell, weshalb ein Versagen des Werkstoffes nicht vorausgesagt werden kann. Lediglich die Dehnungswerte geben einen Hinweis auf ein mögliches Versagen. Dieses zeigt sich lediglich innerhalb der experimentellen Daten. Die maximalen Scherspannungen der Experimente, weisen eine geringe Streuung auf, welche im Bereich von 5 % liegen. Die maximale Scherdehnung hingegen zeigt Streuungen in der Größenordnung zwischen 8 % und 19 %. Relevant für die Formänderungsverteilung unter Scherung im Kern ist die Anbindungsfläche zwischen

Deckblech und Kern. Genau an der Verbindungsfläche ist der Querschnitt am geringsten. Durch die im Kern vorhandenen Löcher mit konstantem Durchmesser zur Pulverentfernung ändert sich das Flächenverhältnis $A_{\text{Kontakt}}/A_{\text{Kern}}$ aus der Anbindungsfläche A_{Kontakt} zwischen Kern und Deckblech sowie der Querschnittsfläche in der Kernmitte A_{Kern} bei Variation der relativen Kerndichte (**Bild 6.19a**).

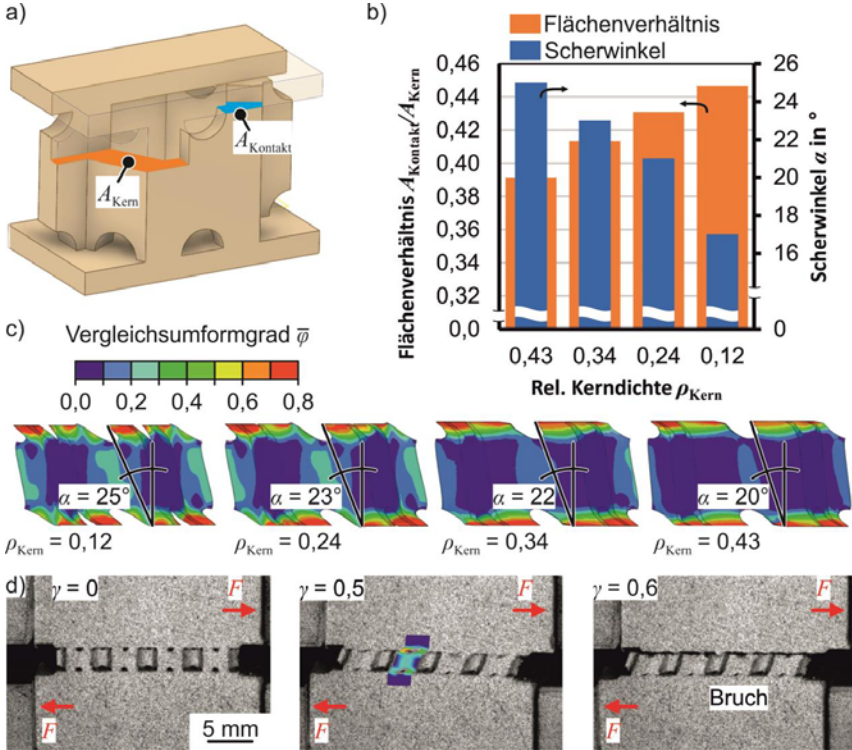


Bild 6.19 Scherdeformation der Honeycomb Struktur, a) Flächendefinition, b) Flächenverhältnis und Schervinkel aus der Simulation, c) Formänderungsverteilung unter Scherung bei Erreichen des maximalen Vergleichsumformgrades $\bar{\varphi}_{\text{max}} = 0,8$, d) Experiment mit rel. Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,43$

Das Flächenverhältnis steigt mit abnehmender relativer Dichte des Kerns (Bild 6.19b). Das bedeutet, durch die reduzierte Anbindungsfläche A_{Kontakt} im Verhältnis zur Gesamtsteifigkeit des Kerns findet eine zunehmende Lokalisierung im oberen Bereich der Kernschicht auf Höhe der Pulverlöcher statt (Bild 6.19c). Der Kern wird wie im Bild 6.19 dargestellt so weit geschert, bis der maximale Vergleichsumformgrad $\bar{\varphi}_{\text{max}} = 0,8$ erreicht wird. Wird dann der erreichte Schervinkel α ausgewertet, zeigt sich ein zum Flächenverhältnis konträrer Verlauf (Bild 6.19b). Der maximal erreichbare

Scherwinkel steigt mit abnehmender relativer Dichte. Dies hat direkten Einfluss auf die Umformbarkeit der Kernschicht auch in Umformprozessen. Wird eine Deformation der Kernschicht unterbunden, reduziert sich auch die globale Umformbarkeit der Gesamtstruktur. Die experimentellen Untersuchungen unterstützen diese Beobachtung. Durch die Lokalisierung im oberen Bereich des Kerns kommt es auch dort zu einem Versagen an der Anbindungsstelle von Deckblech und Kern (Bild 6.19d).

Kugelstruktur

Die Scherspannungs-Scherdehnungs-Diagramme der Kugelstruktur im Vergleich zu den numerischen Simulationen sind im **Bild 6.20** gezeigt. Im Bereich der maximalen Scherspannung liegt die Streuung der Werte im Bereich von 1 % bis 5 %. Die Streuung der Scherdehnung ist auch bei dieser Struktur mit Werten von 7 % bis 19 % größer. Wie bei der vorher diskutierten Honeycombstruktur kommt es auch bei der Kugelstruktur im Bereich kleiner Wandstärken zu Fertigungsabweichungen und inhomogenen Wandstärkeverteilungen, die sich auf die Scherdehnung und die Streuung auswirken.

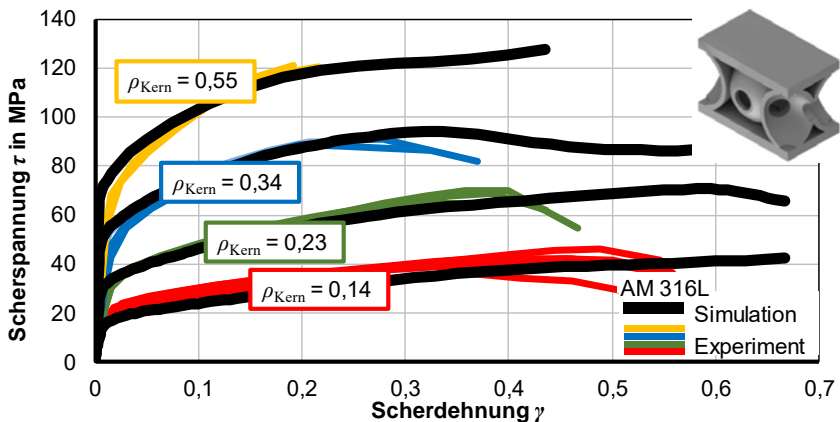


Bild 6.20: Scherspannungs-Scherdehnungs-Diagramm der Kugelstruktur

Die Deformation der Kernstruktur unter Scherung zeigt **Bild 6.21**. Die numerischen Ergebnisse für den maximalen Vergleichsumformgrad $\bar{\varphi}_{\text{max}} = 0,8$ zeigen eine reduzierte globale Scherdeformation mit zunehmender relativer Dichte des Kerns (Bild 6.21a). Dies lässt sich durch die inhomogene Querschnittsfläche über die Kernhöhe begründen. Der minimale Querschnitt befindet sich in der Mitte der Struktur, wodurch es dort zu einer Lokalisierung der Dehnung und somit einem Versagen im Mittelbereich kommt. Dies ist ebenfalls im Experiment zu sehen, welches das Versagen im Bild 6.21b zeigt.

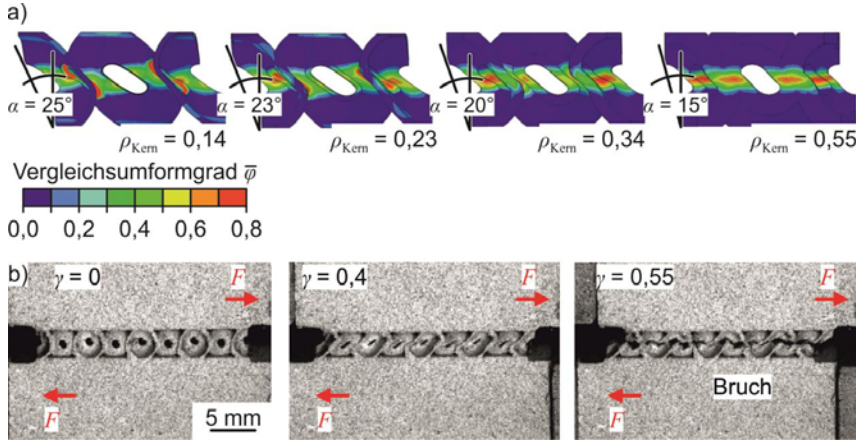


Bild 6.21: a) Simulationsergebnisse der Scherversuche bei Erreichen des maximalen Vergleichsumformgrades $\bar{\varphi}_{max} = 0,8$, b) Experiment mit relativer Dichte $\rho_{Kern} = 0,23$ bis zum Bruch

Tragwerkstruktur

Bild 6.22 zeigt die Ergebnisse der Scherversuche für die Tragwerksstruktur. Dabei ist auch hier die Übereinstimmung zwischen Experiment und Numerik gut. Die Streuung der Kennwerte ist bei dieser Struktur am ausgeprägtesten.

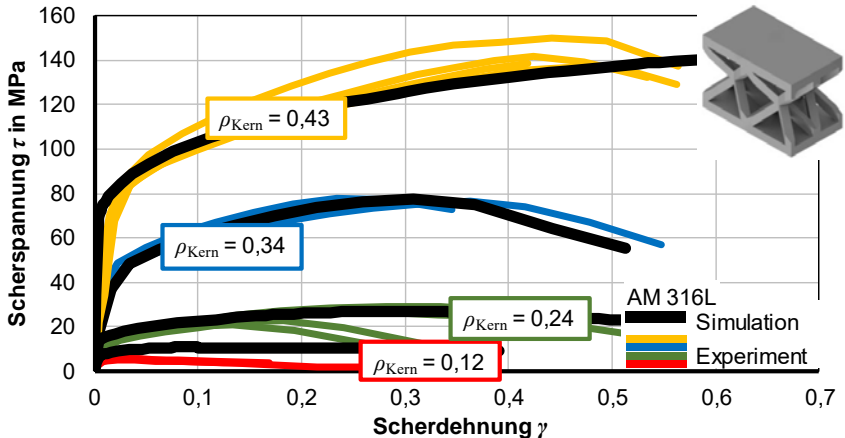


Bild 6.22: Scherspannungs-Scherdehnungs-Diagramm der Tragwerksstruktur

So streut die maximale Scherspannung zwischen 4 % und 12 % und die Scherdehnung zwischen 7 % und 30 % um den Mittelwert. Dies resultiert aus der diskreten Struktur

als Tragwerk mit stabförmigen Elementen. Es kann zu Instabilitäten während der Umformung aufgrund von Ausknicken kommen. Weiterhin spielt auch bei den Tragwerken die bereits angesprochene Fertigungsungenauigkeit bei sehr kleinen Querschnitten eine Rolle.

Die numerischen und experimentellen Ergebnisse der Tragwerksstruktur unter Scherung sind in **Bild 6.23** gezeigt. Die numerischen Ergebnisse zeigen einen kritischen Aspekt der Tragwerksstruktur – das Ausknicken der Tragarme unter Belastung (Bild 6.23a). Dies tritt bei der geringsten relativen Dichte und somit bei der geringsten Wandstärke der Kernstruktur auf, noch bevor es zu einem werkstofflichen Versagen kommt. Bei dickeren Wandstärken kommt es zu einer scherinduzierten Dehnungslokalisierung an den Kreuzungspunkten der Tragwerksarme. Aufgrund der größeren Materialstärke erhöht sich der Grad an möglicher Scherdeformation mit zunehmender relativer Dichte.

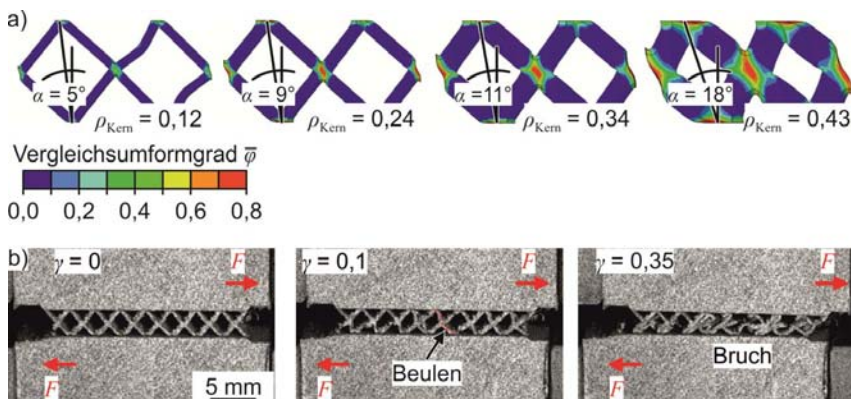


Bild 6.23: a) Simulationsergebnisse der Tragwerksstruktur unter Scherung beim maximalen Vergleichsumformgrad $\bar{\varphi}_{\max} = 0,8$, b) Scherversuch mit relativer Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,12$

Aufgrund der Knickstabilität der Verstrebungen kann sich die Dehnung in den Kreuzungspunkten akkumulieren. Im Experiment lässt sich die Beulneigung der Tragwerksarme nachweisen (Bild 6.23b). Nachdem das Ausbeulen eingesetzt hat, kommt es zu einer weiteren Verzerrung der Struktur, bis diese aufgrund der Verkipfung der Struktur durch den Steifigkeitsverlust unter einer Zugbelastung versagt. Einen Vergleich der ermittelten Strukturkennwerte für die betrachteten Kernstrukturen liefert **Bild 6.24**. Dabei zeigt sich, dass die maximal erreichbare Scherdehnung stark abhängig von der zugrunde liegenden Struktur und der relativen Dichte ist (Bild 6.24a). Während die Kugel- und Honeycomb Struktur mit zunehmender relativer Dichte sinkende Scherdehnungswerte aufzeigen, gilt für das Tragwerk ein konträres Verhalten. Hierfür ist das Steifigkeits- und Deformationsverhalten des Kerns verantwortlich.

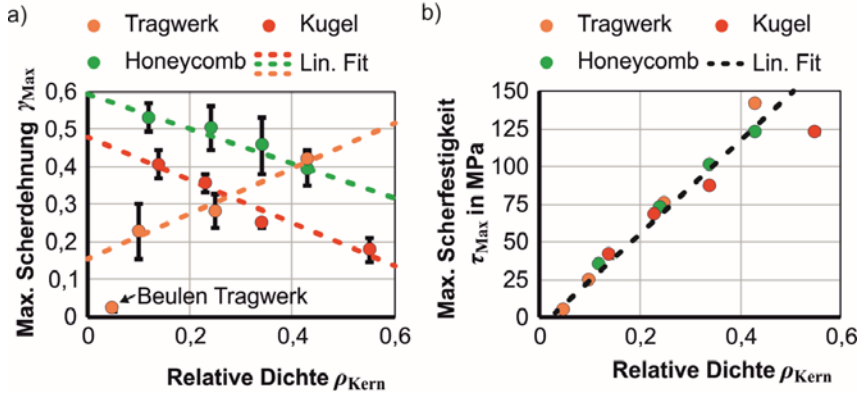


Bild 6.24: Vergleich der Strukturkennwerte unter Scherung, a) Maximale Scherdehnung, b) Maximale Scherfestigkeit

Die inhomogene Zunahme der Wandstärke bei der Honeycomb- und Kugelstruktur führt zu einer starken Lokalisierung im Bereich des Pulverloches, was wiederum zu einer reduzierten Umformbarkeit führt. Bei der Tragwerksstruktur ist die Struktur an sich bereits sehr offenvolumig und bei zunehmender Wandstärke treten weniger starke Sprünge in der Wandstärkenverteilung auf. Dieses führt zu einem gesteigerten Formänderungsvermögen. Nachteilig bei der Tragwerksstruktur ist die Anfälligkeit für das Ausknicken der Streben, was bei geringen relativen Dichten vermehrt auftritt. Das Ausknicken der Tragwerksarme ist ursächlich für die Abweichung zum linearen Fit (vgl. Bild 6.23a). Bei hohen relativen Dichten erhöht sich die Formänderung durch eine Kombination aus Scherung der Tragwerksarme und Rotation um die Verbindungspunkte. Hinzu kommt, dass die Streben des Tragwerks bei zunehmender Deformation eher auf Zug belastet werden, was sich bei größeren Wandstärken vorteilhaft auswirkt.

Bild 6.24b zeigt die Entwicklung der maximalen Scherfestigkeit in Abhängigkeit der relativen Dichte. Dabei zeigt sich unabhängig von der Struktur ein linearer Zusammenhang. Das unterstreicht den Charakter der Scherfestigkeit als Werkstoffeigenschaft, die unabhängig von der Geometrie und der Deformation der Kernstruktur ist. Lediglich der Versagensort unter Scherung wird von der Struktur beeinflusst.

6.4 Zwischenfazit

Aus der vorangegangenen Charakterisierung der Kerngeometrien mit dem Fokus auf den umformtechnischen Eigenschaften lassen sich die folgenden übertragbaren Rückschlüsse für die weitere Nutzung der Kernstrukturen für eine Umformoperation ziehen:

- Die elastischen Eigenschaften der Kernstrukturen zeigen eine auf die Kerngeometrie zurückzuführende strukturelle Anisotropie auf, welche besonders bei der Honeycombstruktur ausgeprägt ist. Den größten Einfluss bei elastischer Deformation hat die relative Dichte, wobei hier eine positive Korrelation zwischen relativer Dichte und Steifigkeit besteht.
- Kernstrukturen mit Tragwerk neigen sowohl unter einer Druckbelastung als auch unter Scherbelastung zum Ausknicken der Tragwerksarme bei geringen relativen Dichten. Andere Strukturen (Honeycomb und Kugel) bestehen aus geschlossenen Hüllen oder Wänden, die sich gegenseitig abstützen und kein derartiges Instabilitätsverhalten zeigen.
- Bei allen Strukturen lässt sich das Deformationsverhalten der Kernstrukturen mittels numerischer Simulation gut mit einer Abweichung von maximal 5 % vorhersagen.
- Die Honeycombstruktur zeigt sowohl unter Scherung als auch unter Druck die stabilsten plastischen Eigenschaften bis zu einer relativen Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,45$. Für die Tragwerksstruktur ergibt sich bei steigender relativer Dichte der Vorteil durch den Wegfall von konstant großen Löchern zur Pulverentfernung und somit ein über die Höhe homogener Querschnitt mit steigender relativer Dichte.
- Das Deformationsverhalten unter Scherung der Kernstrukturen hängt stark von der zugrunde liegenden Struktur ab. Die geometrischen Merkmale beeinflussen die Deformationsmodi. Dies zeigt sich durch unterschiedliche Korrelationen zwischen maximal erreichbarer Scherdehnung und relativer Dichte der Strukturen.
- Die Scherfestigkeit ist unabhängig von der Kernstruktur. Es zeigt sich ein proportionaler Zusammenhang zwischen Scherfestigkeit und relativer Dichte.
- Kernstrukturen mit extremen Querschnittsänderungen über die Kernhöhe neigen eher zu Dehnungslokalisierungen und inhomogenem Deformationsverhalten.

7 Biegen von Blechhalbzeugen mit Kernstruktur

Im folgenden Kapitel werden die Umformeigenschaften der Bleche mit strukturierter Kern betrachtet und analysiert. Dabei liegt der Fokus auf der Analyse des Biegens in verschiedenen Varianten. Zunächst werden die grundlegenden Biegeeigenschaften anhand des Freibiegens untersucht. Durch die Einfachheit des Prozesses eignet sich dieses Verfahren zur Untersuchung grundlegender Umformcharakteristika bei guter Zugänglichkeit für zusätzliche Messtechnik. Aus den Versuchen werden Prozessfenster für das Biegen abgeleitet, welche anhand von Gesenkbiegeversuchen mit und ohne Niederhalter angewendet werden.⁹

7.1 Freies Biegen

7.1.1 Dehnungen beim Biegen

Die Eigenschaften der Einheitszellen unter einer Biegebelastung werden mittels des freien Biegens zu einem L-Profil mit definiertem Radius untersucht. Das Blech wird mittels einer Klemmung auf dem Gesenk fixiert (**Bild 7.1a**). Über ein DIC-System wird die Biegekante während der Umformung beobachtet und die entstehenden Dehnungen in situ gemessen. Aufgrund der Zugänglichkeit wird das Bild der Biegekante über einen verzerrungsfreien optischen Spiegel auf die Kameras projiziert (Bild 7.1a).

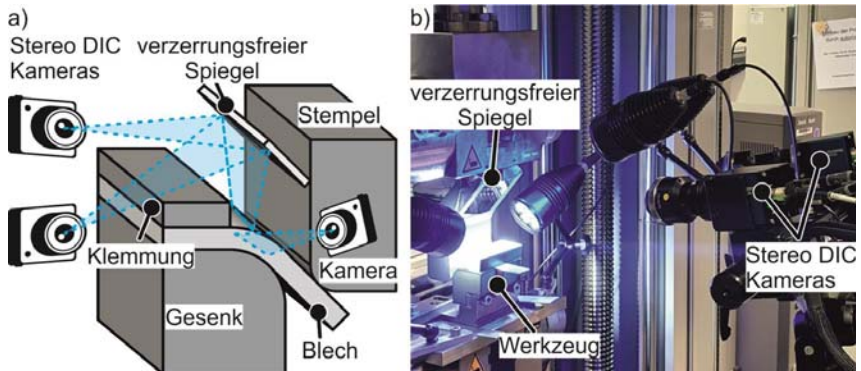


Bild 7.1: Versuchs- und Messaufbau für die Messung der Dehnungen beim freien Biegen mittels DIC, a) Schematischer Aufbau, b) Bild des Versuchsaufbaus in der Prüfmaschine

⁹ Teile dieses Kapitels sind in Rosenthal et al. (2022) veröffentlicht.

Zur Beobachtung der Seitenfläche während der Umformung ist eine Kamera seitlich auf das Blech ausgerichtet. Durch die hohe erforderliche Tiefenschärfe muss der Prüfbereich sehr gut ausgeleuchtet werden, was über vier leistungsstarke Strahler erfolgt (Bild 7.1b). Während des Experimentes verfährt die Probe mit dem Gesenk und der Stempel steht still. Somit lässt sich das Maximum an möglicher Tiefenschärfe für diesen Aufbau nutzen. Der Radius am Stempel und am Gesenk beträgt jeweils $R_G = R_{St} = 10$ mm. Der Versuchsaufbau dient zum Bestimmen der kritischen Dehnungen direkt am additiv gefertigten Deckblech. Außerdem wird die Beulneigung der Deckbleche zwischen den Einheitszellen der Kernstruktur untersucht. Dafür wird das Deckblech in seiner Dicke zwischen $t_f = 0,25$ mm und $t_f = 0,5$ mm variiert. Die experimentellen Untersuchungen werden durch numerische Simulationen mit demselben Versuchsaufbau unterstützt. Die Simulationen werden mit der Software Abaqus CAE 2021 und dem expliziten Solver durchgeführt. Durch eine Netzkonvergenzstudie wird die mittlere Elementkantenlänge auf 0,1 mm festgelegt. Die Strukturen werden mit hexagonalen Volumenelementen und reduzierter Elementansatzfunktion (C3D8R) vernetzt.

Zunächst werden die beim Biegen resultierenden Dehnungen auf der zugbelasteten Seite des Deckbleches untersucht und analysiert. Für die Bestimmung der kritischen Versagensdehnungen werden im Folgenden diejenigen experimentellen Ergebnisse diskutiert, bei denen ein Riss im Deckblech aufgetreten ist. Dadurch sollen die im Kapitel 5.2.3 (Bild 5.17) bestimmten Grenzformänderungen verifiziert und deren Anwendbarkeit für weitere numerische Simulationen sichergestellt werden. Beim Biegen der Bleche mit Kernstruktur beträgt die zweite Hauptformänderung weniger als 1 % der ersten Hauptformänderung. Deshalb wird auf eine Darstellung dieser im weiteren Verlauf verzichtet.

Honeycombstruktur

Die Ergebnisse der Biegeversuche für die Honeycombstruktur sind im **Bild 7.2** für eine relative Kerndichte $\rho_{Kern} = 0,24$ und einer Deckblechdicke $t_f = 0,25$ mm dargestellt. Durch die Aufnahme der DIC-Daten kann der Biegeradius R_B an der Blechoberseite ausgewertet werden. Die Auswertung findet entlang der Auswerteschnitte im Bild 7.2b statt. Die Dehnungsverteilungen für verschiedene Biegeradien während der Umformung sind im Bild 7.2a dargestellt. Mit Fortschreiten der Biegung steigen die Dehnungen in den Deckblechen an und lokalisieren sich zunächst im Bereich der Pfadlänge $x = 7$ mm. Ab einem Radius $R_B = 32$ mm vergrößert sich die Kontaktfläche zwischen Gesenk und Blech und es beginnt eine Lokalisierung bei $x = 11$ mm. Dort beginnt die Rissausbildung bis zum Versagen des oberen Deckbleches. Während der Umformung bleibt die Kernstruktur intakt, wird an der Oberseite gestreckt und an der druckbelasteten Seite gestaucht. Dabei ist im Bild 7.2c ein leichtes intrazelluläres Ausbeulen des Deckbleches zu erkennen. Dies wird im weiteren Verlauf numerisch tiefergehend untersucht. Die kri-

tische Dehnung im DIC-Bild vor Bruch beträgt $\varphi_1 = 0,44$. Die zweite Hauptformänderung liegt bei $\varphi_2 = 0,04$. Damit entspricht die Versagensdehnung den Werten der Grenzformänderungskurve aus Bild 5.17.

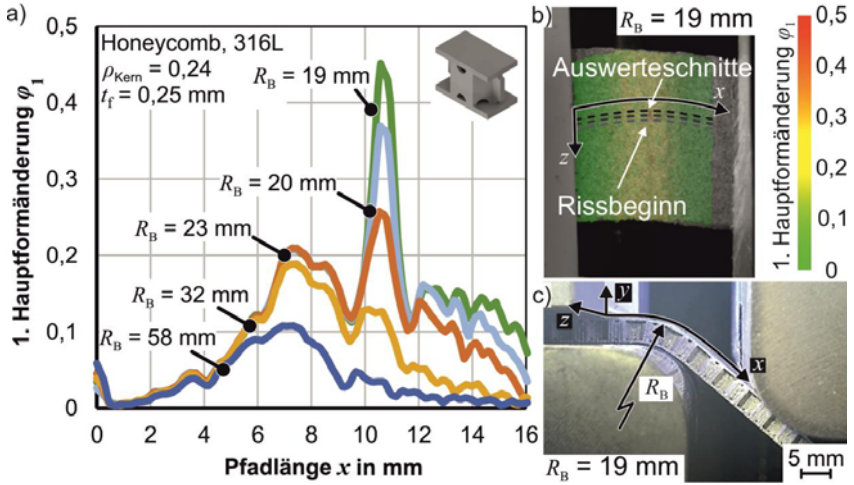


Bild 7.2: Formänderung auf den Deckblechen der Honeycombstruktur, a) Mittelwert der Formänderungsverteilung entlang der Auswerteschnitte, b) DIC-Bild und Auswerteschnitte, c) Seitenansicht im Werkzeug

Die Entwicklung der Deckblechdehnung zeigt sich im **Bild 7.3** bis zur Ausbildung des Risses. Bis zu einem Biegeradius von $R_B = 20$ mm ist eine annähernd homogene Dehnungsverteilung ersichtlich, wobei sich im DIC-Bild vor Rissbeginn die Dehnung lokalisiert und einen Riss hervorruft. Dieser liegt innerhalb einer Einheitszelle über einem Loch zur Pulverentfernung.

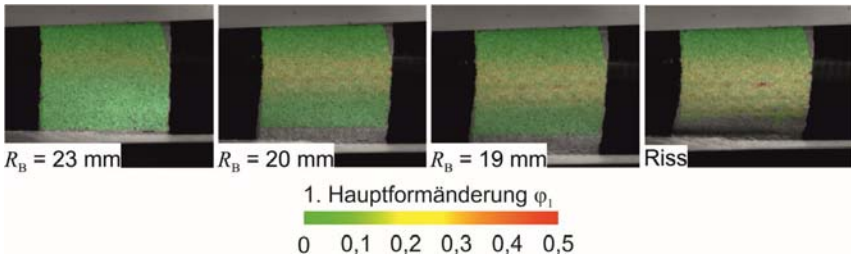


Bild 7.3: DIC-Bilder der Deckbleche der Honeycombstruktur mit relativer Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,24$ und $t_f = 0,25$ mm. Dehnungsverteilung bei fortschreitender Biegung

Durch die kleine Öffnung an der Kontaktfläche zwischen Kern und Deckblech kommt es zur Lokalisierung und schließlich zum Versagen. Die durch die Biegeumformung resultierende Scherdeformation zeigt **Bild 7.4** für drei relative Kerndichten. Die Scherdeformation φ_{xy} in Folge der Biegung nimmt mit zunehmender relativer Dichte ρ_{Kern} ab, ist jedoch in keinem Fall in einer Größenordnung, die zu einem werkstofflichen Versagen führen würde. Hervorgerufen wird die Scherung durch eine Längung des zugbelasteten und Stauchung des druckbelasteten Deckbleches. Eine reduzierte Festigkeit des Kerns resultiert somit in einer weniger starken Stauchung und Längung der Deckbleche, jedoch in einer Scherdeformation des Kerns. Hohe relative Dichten der Kernschicht unterbinden diese Scherung und die äußeren Deckbleche erfahren eine erhöhte Formänderung.

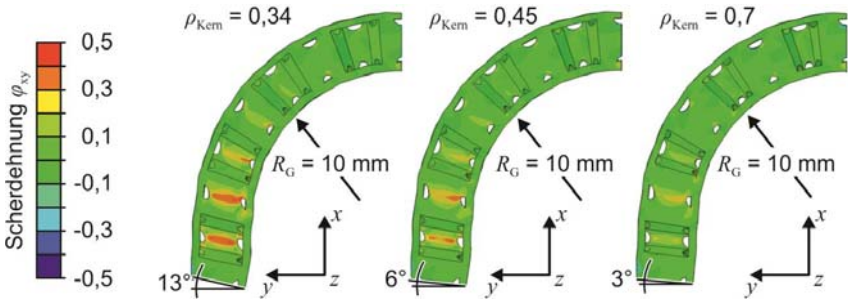


Bild 7.4: Durch Biegung induzierte Scherdeformation der Honeycombstruktur

Tragwerk

Die Dehnungsverteilung für die Tragwerksstruktur wird im **Bild 7.5** gezeigt. Die Dehnungen im Deckblech lokalisieren im Bereich $x = 9 \text{ mm}$ bei einer Dehnung $\varphi_1 = 0,43$ (Bild 7.5a). Durch die inhomogene Anbindung zwischen Kern und Deckblech ist eine Lokalisierung stärker ausgeprägt als bei den anderen Strukturen. Die Dehnungsentwicklung auf dem Deckblech zeigt **Bild 7.6**. Hier wird deutlich, dass horizontale Lokalisierungs-zonen entstehen, an denen das Deckblech gestreckt wird. Dadurch kommt es schlussendlich in dem Bereich der Anbindungspunkte der Tragwerksarme am Deckblech zu einem Riss im Deckblech.

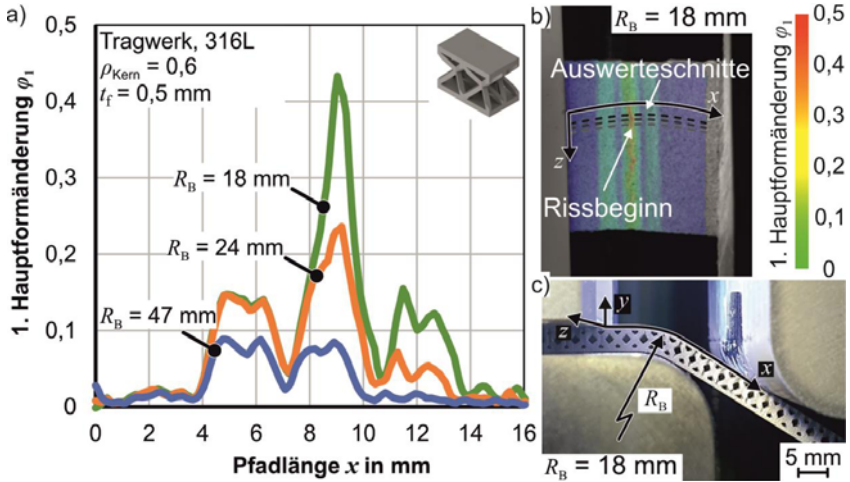


Bild 7.5: Formänderung auf den Deckblechen der Tragwerkstruktur, a) Mittelwert der Formänderungsverteilung entlang der Auswerteschnitte, b) DIC-Bild und Auswerteschnitte, c) Seitenansicht im Werkzeug

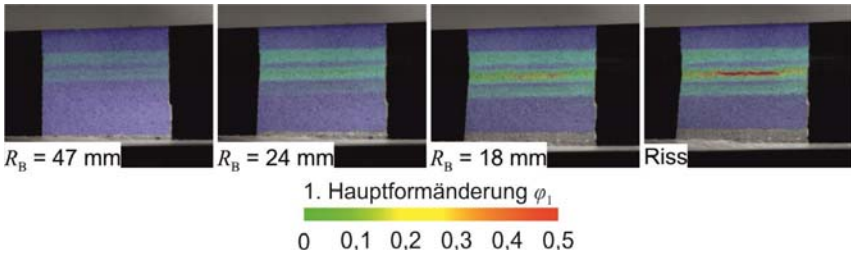


Bild 7.6: DIC-Bilder der Deckbleche der Tragwerksstruktur mit relativer Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,6$ und $t_f = 0,5 \text{ mm}$, Dehnungsverteilung bei fortschreitender Biegung

Die bei der Biegung entstehende Scherdeformation der Tragwerksstruktur ist im **Bild 7.7** dargestellt. Die Scherdehnung reduziert sich mit zunehmender relativer Dichte der Kernstruktur. Ein Versagen in Folge der Scherung ist nicht zu erwarten. Die Erhöhung der relativen Dichte des Kerns wird die Scherung der Kernstruktur unterbunden und es findet eine annähernd homogene Formänderung der Struktur statt. Mit zunehmender relativer Dichte des Kerns erfolgt eine reine Biegung des Kerns mit einer Dehnungslokalisierung in den Deckblechen, worauf in nachfolgenden Kapiteln näher eingegangen wird.

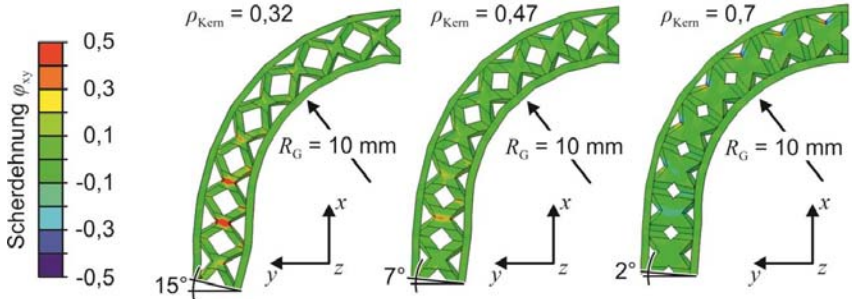


Bild 7.7: Durch Biegung induzierte Scherdeformation der Tragwerksstruktur

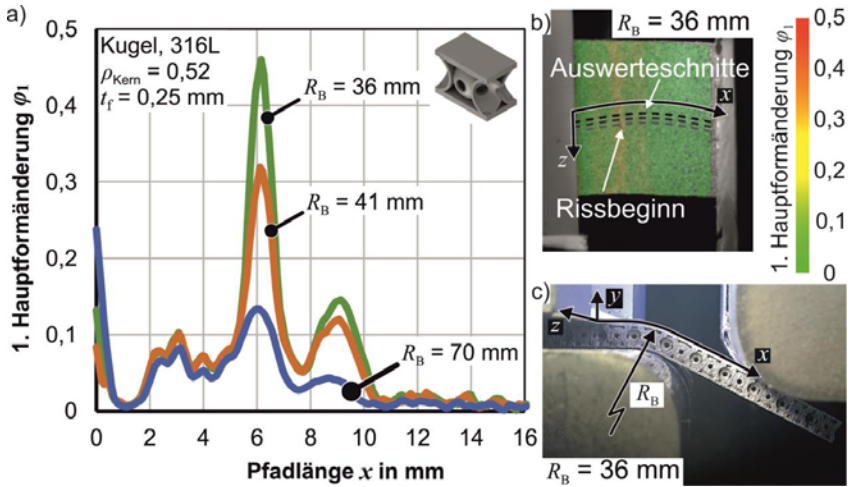


Bild 7.8: Formänderung auf den Deckblechen der Kugelstruktur, a) Mittelwert der Formänderungsverteilung entlang der Auswerteschnitte, b) DIC-Bild und Auswerteschnitte, c) Seitenansicht im Werkzeug

Kugelstruktur

Das Biegeexperiment der Kugelstruktur wird im **Bild 7.8** gezeigt. Die Dehnung lokalisiert sich bis zu einer Hauptformänderung $\phi_1 = 0,46$ bereits bei einem Biegeradius $R_B = 36$ mm (Bild 7.8a). Dies kann auf die hohe relative Dichte der Kernstruktur zurückgeführt werden. Dadurch ist eine Umformung der Kernstruktur nur in begrenztem Maße möglich und das Deckblech muss die Formänderung aufnehmen. Die Dehnungsevolution der Kugelstruktur zeigt **Bild 7.9**. Dabei zeigt sich die frühe Lokalisierung der

Dehnungen in den ungestützten Bereichen des Deckbleches. Ein Versagen tritt im Anschluss in einem wellenförmigen Muster im Deckblech auf. Dieses resultiert aus der versetzt angeordneten Kernstruktur.

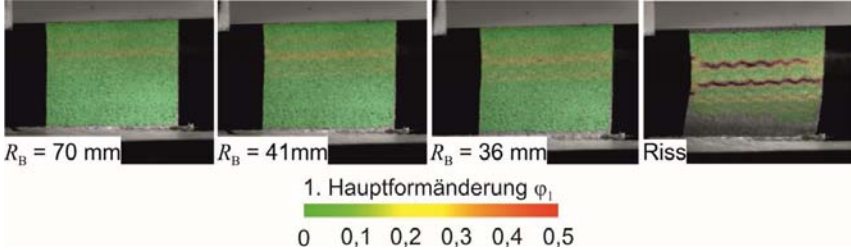


Bild 7.9: DIC-Bilder der Deckbleche der Kugelstruktur mit relativer Dichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,52$ und $t_f = 0,25$ mm. Dehnungsverteilung bei fortschreitender Biegung

Im **Bild 7.10** ist die Scherdeformation der gebogenen Kugelstrukturen gezeigt. Hierbei ergibt sich im Vergleich zu den vorangegangenen Kernstrukturen ein anderer Zusammenhang aus relativer Dichte und Scherung der Kernschicht. Die geringste Scherdeformation zeigt sich bei einer relativen Dichte der Kernstruktur von $\rho_{\text{Kern}} = 0,45$.

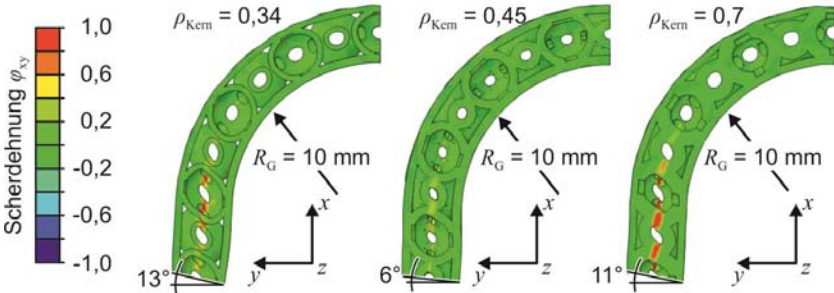


Bild 7.10: Durch Biegung induzierte Scherdeformation der Kugelstruktur

Sowohl kleinere als auch größere relative Dichten zeigen stärkere Scherdehnungen in der Kernschicht, welche sich zentral in der Mitte lokalisiert. Bei kleinen relativen Dichten ist die Gesamtsteifigkeit des Kerns zu gering, um der Längenänderung der Deckbleche entgegenzuwirken. Bei hohen relativen Dichten ist der Steifigkeitsunterschied in der Mittelzone im Vergleich zum Randbereich zu stark unterschiedlich und es kommt zu einer starken Scherung der Kernstruktur, die oberhalb der charakterisierten Versagensdehnungen unter Schubbeanspruchung liegt. Die Ursache für die große Scherdeformation bei hohen relativen Kerndichten der Kugelstruktur lässt sich durch die Quer-

schnittsverteilung der Kernschicht in Dickenrichtung erklären. Im **Bild 7.11a** ist die Methodik zur Bestimmung der Querschnittsfläche dargestellt. An 40 Schnitten über die Höhe der Kernstruktur mit Deckblech wird die Querschnittsfläche A_{Kern} ermittelt.

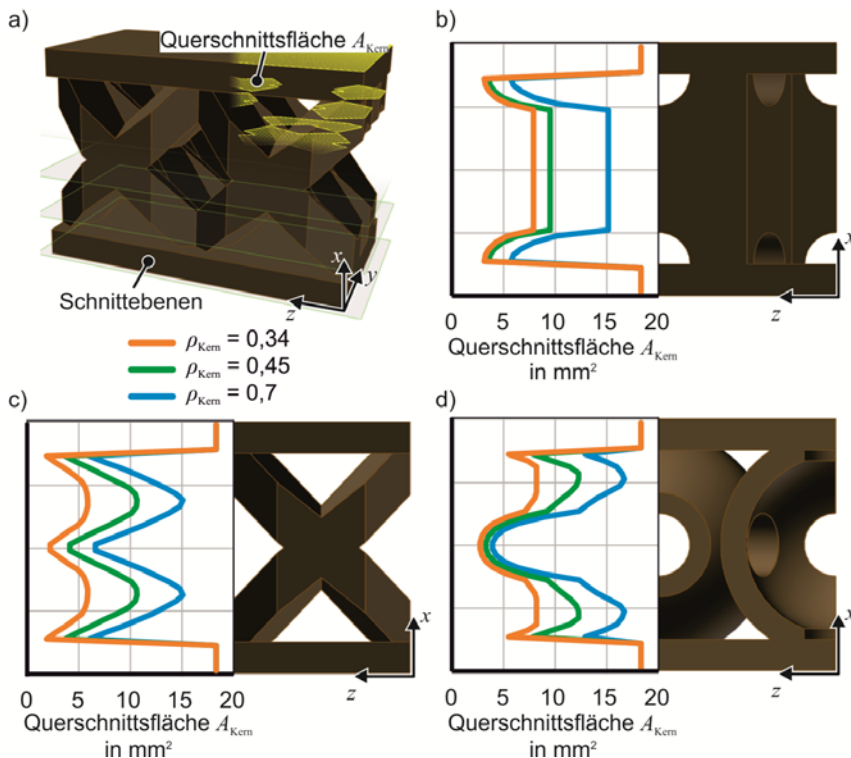


Bild 7.11: Querschnittsflächen der Kernstrukturen in Blechdickenrichtung, a) Messmethodik, b) Honeycomb, c) Tragwerk, d) Kugel

Bei der Kugelstruktur im Bild 7.11d erfährt der mittlere Bereich des Kerns, durch die konstanten Durchmesser der Löcher zur Pulverentfernung, nahezu keine Zunahme der Fläche mit steigender relativer Dichte. Die Zunahme der Querschnittsfläche im Randbereich erhöht die lokale Steifigkeit, was dazu führt, dass eine Scherdeformation im Bereich des geringsten Querschnittes lokalisiert.

Die in situ bestimmten Dehnungen bei Auftreten des Risses im Deckblech decken sich mit den bestimmten Grenzformänderungen aus Kapitel 5.2.3 (Bild 5.17). Im weiteren Verlauf werden die Grenzformänderungen als validiert und verifiziert betrachtet und zur Bestimmung weiterer Prozessparameter genutzt.

Strukturen, die ohne Riss im Deckblech gebogen werden, zeigen eine für die Umformung von Blechen mit Kernstruktur charakteristische Dehnungsverteilung, welche im **Bild 7.12** dargestellt ist.

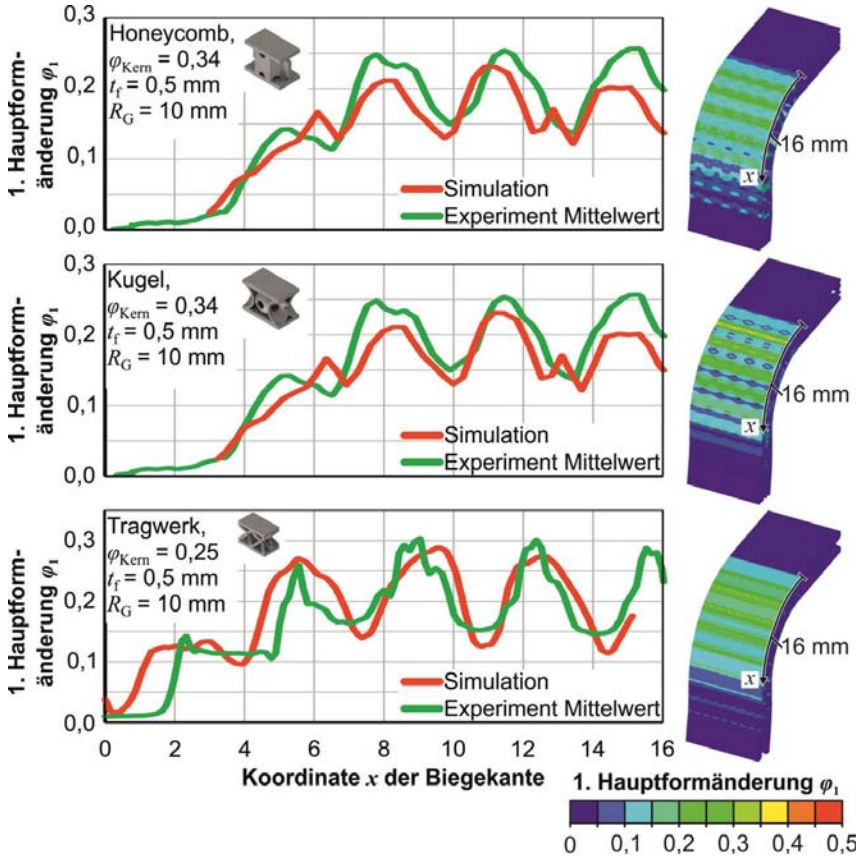


Bild 7.12: Dehnungsverteilung in den Deckblechen beim Biegen

Dabei tritt eine wellenförmige Dehnungsverteilung entlang der Biegekante auf. Dieser Verlauf resultiert aus der Inhomogenität der Kernstruktur und der partiellen Anbindung von Deckblech und Kern. Dadurch kommt es bei der Umformung zu Dehnungslokalisierungen in den Teilen des Deckbleches, die nicht mit dem Kern verbunden sind. Die partielle Anbindung zwischen Deckblech und Kern resultiert sowohl aus der diskreten Struktur der Kernschicht als auch durch die Hohlräume zur Pulverentfernung beeinflusst. Dabei sind die Maxima mittig zwischen zwei Anbindungspunkten von Deck- und Kernschicht zu finden. Die Minima befinden sich an den Anbindungspunkten. Durch

die an den Verbindungsstellen erhöhte Materialstärke reduziert sich dort die Formänderung und lokalisiert in den Bereichen zwischen den Anbindungspunkten. Die Löcher zur Pulverentfernung stellen Keimzellen für die Dehnungslokalisierung beim Biegen dar. Ein Vergleich beim Biegen der Honeycombstruktur mit und ohne Löcher zur Pulverentfernung ist im **Bild 7.13** dargestellt. Es wird ersichtlich, dass die Löcher bei großen Krümmungen eine Lokalisierung der Dehnung an der entsprechenden Stelle verursachen. Dadurch kommt es dort zu einer übermäßigen Ausdünnung der Deckbleche und schließlich zu einem Versagen durch das Aufklaffen eines Risses. Da die Löcher zwingend notwendig für die Entfernung des Pulvers aus den Strukturen sind, können diese nicht entfernt werden und müssen bei der Auslegung der Bleche und Umformprozesse berücksichtigt werden.

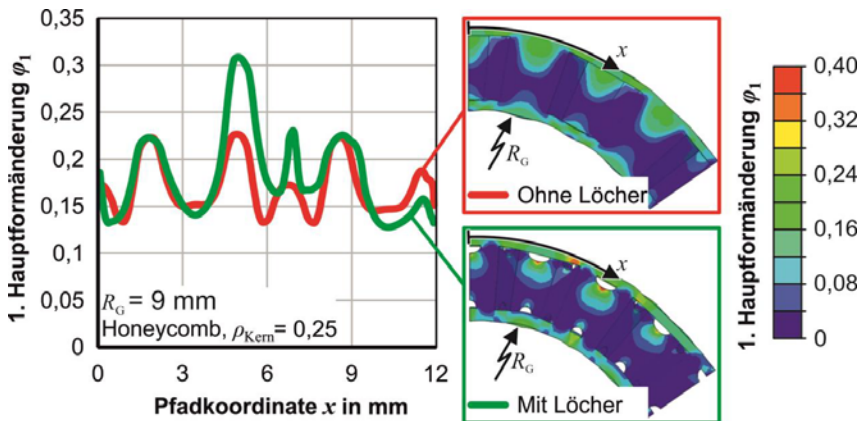


Bild 7.13: Vergleich der Dehnungsverteilung beim Biegen der Honeycombstruktur mit und ohne die Löcher zur Pulverentfernung

Die Bestimmung der minimalen Biegeradien für die Bleche mit strukturtem Kern findet basierend auf den verifizierten Versagensdehnungen numerisch statt. Dazu werden jeweils zwei Einheitszellen mit einem Biegemoment beaufschlagt und so das minimale Biegeverhältnis aus Gesenkradius R_G und Blechhöhe H , R_G/H bestimmt (**Bild 7.14m**). Die resultierende Formänderungsverteilung ist im Bild 7.14 für die betrachteten Kernstrukturen gezeigt. Die maximal zulässige wahre plastische Dehnung φ_x innerhalb der Deckbleche beträgt $\varphi_{x,\max} = 0,4$. Die bei diesem Wert erreichte Krümmung stellt den minimalen Biegeradius dar. Beim Biegen der Kugel- und Tragwerksstruktur kommt es bei geringer relativer Dichte $\rho_{\text{Kern}} < 0,15$ zu einem Versagen der Kernstruktur in Dickenrichtung. Durch die geringe relative Dichte weist die Struktur eine zu geringe Festigkeit in Dickenrichtung auf und das Deckblech knickt in den Kern ein und dieser kollabiert unter der Knicklast wie im Bild 7.14e und i zu sehen ist. Die Honeycombstruktur kollabiert bei einer relativen Kerndichte $\rho_{\text{Kern}} < 0,08$.

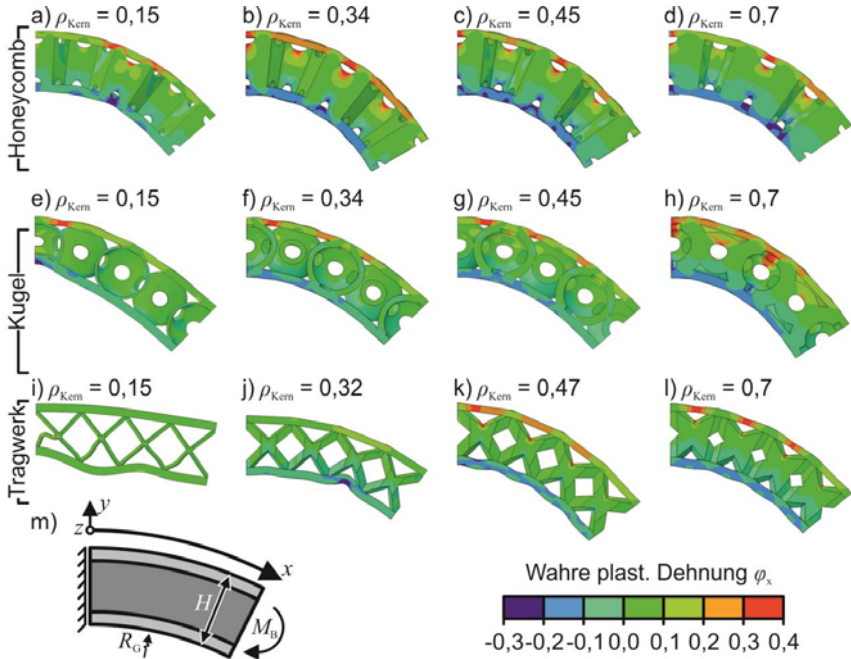


Bild 7.14: Formänderungsverteilung bei Erreichen des minimalen Biegeradius der Bleche mit Kernstruktur ($\varphi_{\max} = 0,4$)

Die Kugel und Tragwerkstruktur ist deutlich anfälliger für ein Versagen in Dickenrichtung, da der Kraftfluss im Kern nicht parallel zur Belastungsrichtung der Kernstruktur ist. Zur Erzeugung einer dreidimensionalen Anordnung sind die Streben des Tragwerks in zwei Raumrichtungen verkippt. Die Kugelstruktur ist durch die Kugelschale ebenfalls anfälliger für ein Versagen in Dickenrichtung als die Honeycombstruktur. Bei der Honeycombstruktur werden die Kräfte des Deckbleches direkt senkrecht in den Kern übertragen und abgeleitet.

Für den Fall, dass ein Überschreiten der zulässigen Dehnung im Deckblech das dominierende Versagenskriterium ist, sind im **Bild 7.15** die Dehnungen in den Deckblechen der Bleche mit Kernstruktur dargestellt. Dabei zeigt sich eine starke Abhängigkeit von der zugrunde liegenden Struktur. Besonders auffällig ist die inhomogene Verteilung der Dehnungen über die Biegekannte. Wie bereits vorab erläutert, resultiert die Inhomogenität aus der diskreten Struktur. Bei Erreichen der maximal zulässigen Dehnung $\varphi_{\max} = 0,4$ zeigt sich nun eine Lokalisierung, welche im Deckblech auftritt. Diese befindet sich immer zwischen zwei Anbindungspunkten von Deckblech und Kern. Bei der Honeycombstruktur lokalisiert die Dehnung bei geringen relativen Dichten in den schräg

angeordneten Löchern zur Pulverentfernung (Bild 7.15a). Bei relativen Dichten $\rho > 0,34$ findet die Lokalisierung in den normal zur Biegeachse angeordneten Löchern statt. Die Gemeinsamkeit aller Strukturen ist, dass immer die Löcher zur Pulverentfernung ursächlich für die Dehnungslokalisierungen sind.

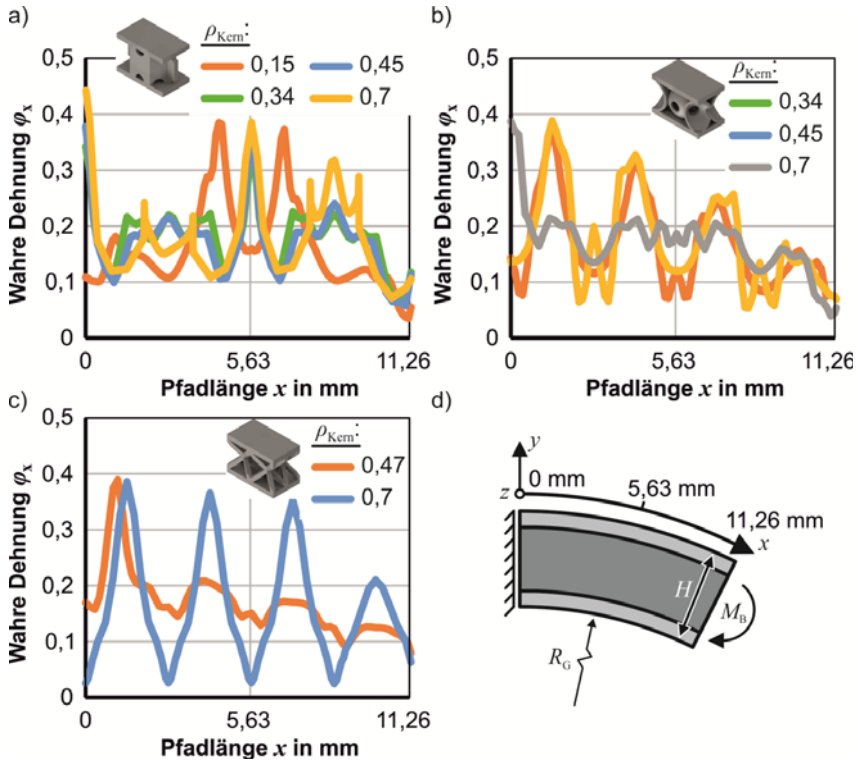


Bild 7.15: Dehnungsverteilung in den Deckblechen bei Erreichen der maximal zulässigen Dehnung $\varphi_{max} = 0,4$, a) Honeycombstruktur, b) Kugelstruktur, c) Tragwerkstruktur

Bei der Kugelstruktur im Bild 7.15b zeigt sich stärker als bei der Honeycombstruktur ein Einfluss der Kernstruktur auf die Dehnungsverteilung. Mit zunehmender relativer Dichte steigt der Materialanteil des Kerns in der Randschicht und somit auch der für die Übertragung des Biegemomentes relevante Anteil. Dadurch reduziert sich die Dehnung im Randbereich, welche homogener in den Kern übertragen wird. Die Tragwerkstruktur zeigt bei hohen relativen Dichten sehr große Amplitudenunterschiede der Dehnung (Bild 7.15c). Mit zunehmender relativer Dichte steigt die Steifigkeit der Kernstruktur

derart stark an, dass das Deckblech die wirkenden Kräfte nicht mehr auf den Kern übertragen kann und somit zwischen den Stützstellen lokalisiert.

Die aus der Analyse resultierenden minimalen Biegeverhältnisse sind im **Bild 7.16** für die drei Kernstrukturen dargestellt. Der jeweils höchste dargestellte Wert für die relative Dichte stellt eine Obergrenze für die Fertigung der Kernstruktur dar. Zum Vergleich ist auch das minimale Biegeverhältnis R_G/H für ein Vollblech abgebildet.

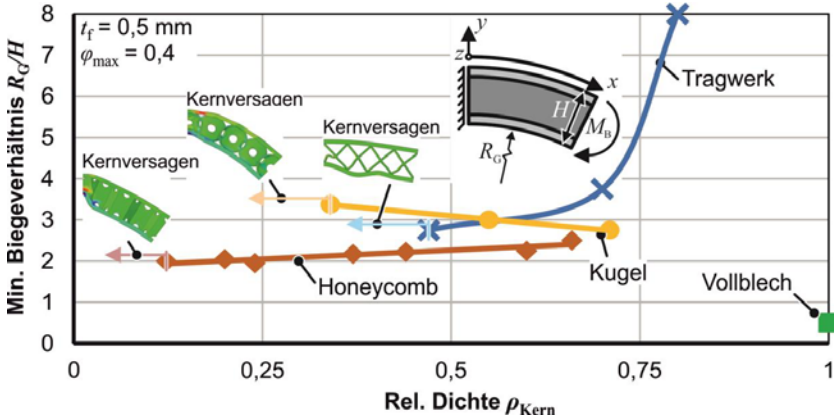


Bild 7.16: Minimal erreichbare Biegeverhältnisse für die Bleche mit strukturiertem Kern in Abhängigkeit der relativen Dichte ρ_{Kern}

Für die Honeycomb- und die Kugelstruktur ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen Biegeverhältnis und relativer Dichte. Das Biegeverhältnis für die Honeycombstruktur steigt mit zunehmender relativer Dichte. Bei hohen relativen Dichten ist das Biegemoment zur Umformung der Struktur so groß, dass die Deckbleche die notwendigen Spannungen nicht mehr in dem Maße übertragen können, wie es bei kleinen relativen Dichten der Fall ist. Ursächlich sind die Löcher in der Kernstruktur. Den gegenteiligen Effekt zeigt die Kugelstruktur. Hier reduziert sich das minimale Biegeverhältnis mit zunehmender relativer Dichte, da im Übergangsbereich zum Deckblech die Materialstärke des Kerns stärker zunimmt als in der Mitte des Kerns. Somit kann das Biegemoment im Randbereich zusätzlich über die Kernschicht übertragen werden. Bei der Tragwerksstruktur zeigt sich ein nahezu exponentieller Zusammenhang in Richtung größer werdender relativer Dichten. Wie bereits zuvor erläutert, steigt die Steifigkeit der Struktur so stark an, dass die Kreuzungspunkte in der Mitte der Kernstruktur als eine Art plastisches Scharnier fungieren. Durch die massive Bauweise bei hohen relativen Dichten muss das Biegemoment nahezu vollständig über die Deckbleche übertragen werden, wozu diese jedoch nicht dick genug sind.

Die jeweils abgebildeten Minimalwerte der relativen Dichte stellen eine untere Grenze für eine noch mögliche Biegeumformung dar. Kleinere relative Dichten führen zu einem Versagen des Kerns in Dickendichtung. Somit stellt Bild 7.16 ein für die Biegeumformung relevantes Prozessfenster zur Erzielung einer erfolgreichen Biegeumformoperation dar.

7.1.2 Beulverhalten der Deckbleche

Ein weiteres Versagenskriterium bei der Umformung der Bleche mit Kernstruktur ist das intrazelluläre Beulen der Deckbleche. Dabei beult das Deckblech in die nicht angebondenen Bereiche in den Kernstrukturen aus. Dies stellt eine Schwächung der strukturellen Integrität des Gesamtverbundes dar. Da bei einer Umformung der Bleche nicht von Beulen in klassischem Sinne als Instabilität gesprochen werden kann, wird das plastische Beulen betrachtet. Als Beulen wird definiert, wenn das druckbelastete Deckblech einen Vorzeichenwechsel in der Dehnungsverteilung aufweist. **Bild 7.17** zeigt den Vergleich zwischen keinem Beulen und plastischem Beulen des Deckbleches.

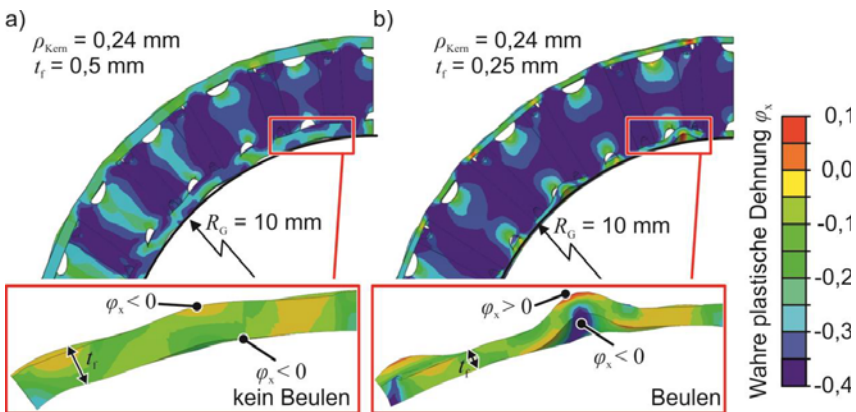


Bild 7.17: Definition des Beulens während der Umformung der Bleche mit Kernstruktur, a) kein Beulen, b) Vorzeichenwechsel der plastischen Dehnung im Deckblech impliziert das Beulen

Ein versagensfrei umgeformtes Blech weist auf der druckbelasteten Seite des Deckbleches nur negative plastische Dehnungen auf (Bild 7.17a). Somit hat das Deckblech isoliert betrachtet keine Biegeumformung erfahren, sondern lediglich ein Stauchen. Demgegenüber steht im Bild 7.17b das plastische Beulen, bei dem es zu positiven Dehnungen in dem druckbelasteten Deckblech kommt und somit zu einem Beulen des Deckbleches.

Das Beulen der Deckbleche wird maßgeblich durch die zugrundeliegende Kernstruktur und deren relativer Dichte ρ_{Kern} beeinflusst. Trotz der strukturell sehr unterschiedlichen

Gestaltung der Kernstrukturen haben alle eine Gemeinsamkeit. Für die Kernstrukturen wird die ungestützte Länge l_{frei} zwischen den Anbindungspunkten festgelegt (**Bild 7.18**). In Kombination mit der Deckblechdicke t_f lässt sich das Knickverhältnis t_f/l_{frei} definieren, welches der Haupteinflussfaktor für das Ausbeulen der Deckbleche ist. Die freie Länge l_{frei} wird durch die relative Dichte des Kerns gesteuert. Hohe relative Dichten resultieren in erhöhten Wandstärken, was zu einer Reduzierung der freien Länge führt und umgekehrt. Dabei bleibt die Grundfläche der Einheitszelle konstant.

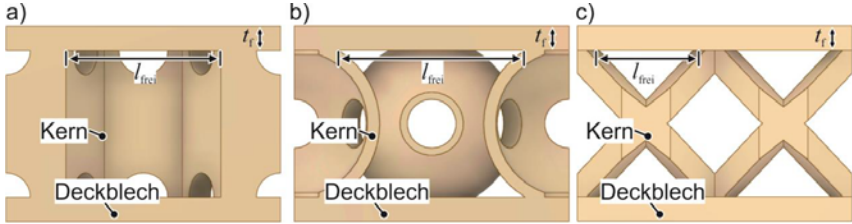


Bild 7.18: Definition der ungestützten freien Länge, a) Honeycomb, b) Kugel, c) Tragwerk

Im Folgenden wird ein Ansatz zur Bestimmung des minimalen Biegeverhältnisses R_G/H in Abhängigkeit des Knickverhältnisses t_f/l_{frei} erarbeitet¹⁰. Für die theoretischen Grundlagen zum Knicken von Stäben und Platten wird auf die Grundlagenliteratur (Gross et al., 2014) verwiesen.

Aus der klassischen Knicktheorie nach Euler lässt sich die kritische Knickspannung $\sigma_{\text{krit}}^{\text{EU}}$ berechnen:

$$\sigma_{\text{krit}}^{\text{EU}} = \frac{E\pi^2}{\lambda^2}, \quad (7.1)$$

darin ist λ als der Schlankheitsgrad des Knickstabes definiert:

$$\lambda = l_k \sqrt{\frac{A_S}{I}}, \quad (7.2)$$

mit A_S als Querschnittsfläche des Stabes, I als Flächenträgheitsmoment und l_k als kritische Knicklänge, die von der Einspannbedingung des Stabes abhängt.

¹⁰ Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit Jannis Willerscheid im Rahmen seiner Bachelorarbeit zum Thema „Numerische und analytische Betrachtung des Versagens von additiv gefertigten Sandwichblechen unter Biegebelastung“ im Jahr 2019 entstanden.

Das bei Euler genutzte linearelastische Materialverhalten gilt in der Praxis für metallische Werkstoffe nur bis zum Erreichen der Proportionalitäts- oder Fließgrenze σ_P . Für Spannungen oberhalb dieses Grenzwertes setzt plastisches Fließen ein. Daher wird ein materialabhängiger Schlankheitsgrenzwert λ_0 definiert, für den die kritische Knickspannung nach Euler $\sigma_{\text{krit}}^{\text{EU}}$ genau gleich σ_P ist:

$$\lambda_0 = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_P}}. \quad (7.3)$$

Durch Einsetzen von $\lambda = \lambda_0$ in Gl. (7.1) kann die Definition von λ_0 überprüft werden:

$$\sigma_{\text{krit}}(\lambda = \lambda_0) = \frac{E\pi^2}{\lambda_0^2} = \frac{E\pi^2}{\left(\pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_P}}\right)^2} = \frac{E\pi^2}{\pi^2 \frac{E}{\sigma_P}} = \sigma_P. \quad (7.4)$$

Für Schlankheitsgrade $\lambda < \lambda_0$ werden die Knickspannungen nach Euler deutlich größer als die Fließspannungen des Materials und können daher in der Praxis nicht erreicht werden. Weiterhin wird der Stabquerschnitt für $\lambda \rightarrow 0$ im Verhältnis zur Stablänge unendlich groß. Das führt für sehr kleine Schlankheitsgrade nicht zu einem Ausknicken, sondern zu einem Druckversagen des Werkstoffes. Dadurch ist nicht das Erreichen der Proportionalitätsgrenze σ_P sondern die Druckfestigkeit σ_G des Werkstoffes ausschlaggebend für ein Versagen. Für Stähle gilt $\sigma_G \approx 1,2 \cdot \sigma_P$. Da die klassische elastische Beultheorie nach Euler dies jedoch nicht betrachtet, werden modifizierte Ansätze zur Berechnung des plastischen Beulens genutzt. Einer ist der nach Johnson et al. (1894) modifizierte Ansatz:

$$\sigma_{\text{krit}}^{\text{J}} = \sigma_G - (\sigma_G - \sigma_P) \cdot \left(\frac{\lambda}{\lambda_0}\right)^2. \quad (7.5)$$

Die Gl. (7.5) lässt sich so interpretieren, dass der modifizierte Ansatz nach Johnson, die Versagensfälle durch Ausknicken und werkstoffliches Druckversagen mit dem Quotienten λ/λ_0 gewichtet. Für $\lambda = 0$ gilt $\sigma_{\text{krit}}^{\text{J}} = \sigma_G$, als kritische Spannung für reines Druckversagen. Für $\lambda = \lambda_0$ ergibt sich mit $\sigma_{\text{krit}}^{\text{J}} = \sigma_P$ nach Johnson dieselbe kritische Spannung wie nach Euler, sodass hier von einem Versagen durch reines elastisches Ausknicken ausgegangen wird. Im Bereich $0 < \lambda < \lambda_0$ haben sowohl werkstoffliches Druckversagen als auch Ausknickvorgänge Anteile am Beulversagen. Daher wird der Einfluss von σ_G und σ_P auf die kritische Spannung durch den Term λ/λ_0 quadratisch gewichtet. Die Bestimmung der kritischen Knickspannungen wird über eine Betrachtung der wirkenden Dehnungen der Deckbleche realisiert.

Die Dehnungen im Deckblech sind die Summe der elastischen, ε_{el} und plastischen, ε_{pl} Dehnungsanteile:

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} \quad (7.6)$$

Die Fließspannung $k_f(\varepsilon)$ wird in Abhängigkeit der Dehnung und vereinfacht mit linearer Verfestigung in Gl. (7.7) definiert. Die lineare Verfestigung wird über das Tangentenmodul E_T und die Anfangsfließspannung k_{f0} des zu untersuchenden Werkstoffes realisiert.

$$k_f(\varepsilon) = k_{f0} + E_T |\varepsilon| \quad (7.7)$$

Analog zur Dehnung kann auch die wirkende Spannung $\sigma(\varepsilon)$ in die elastischen, σ_{el} und plastischen, σ_{pl} Anteile zerlegt werden. Zusammen mit **GL. (7.6)** ergibt sich:

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_{el} + \sigma_{pl} = E \varepsilon_{el} + E_T (\varepsilon - \varepsilon_{el}). \quad (7.8)$$

Die Dehnungen ergeben sich aus der Kinematik des Biegens um einen Radius herum (vgl. Bild 2.21) in Abhängigkeit des Gesenkradius R_G , der Kerndicke C und der Deckblechdicke t_f zu:

$$\varepsilon(R_G) = \frac{t_f + C}{2R_G + 2t_f + C}. \quad (7.9)$$

Mit den vorgestellten Annahmen zur Spannung und Dehnung lassen sich nun ein kritischer Biegeradius R_{krit} für das Beulen der Deckbleche während der Biegeumformung herleiten. Für eine erfolgreiche Biegeumformung auf den Biegeradius R_G muss die Ungleichung (7.10) erfüllt sein um ein Ausknicken des druckbelasteten Deckbleches zu verhindern.

$$R_G > R_{krit} \quad (7.10)$$

Damit kein Ausknicken stattfindet, muss die durch das Biegen verursachte Spannung σ im inneren Deckblech betragsmäßig kleiner sein als die kritische Knickspannung σ_{krit} , so dass gilt:

$$|\sigma| < |\sigma_{krit}|. \quad (7.11)$$

Um aus der in Gl. (7.9) gezeigten Funktion für die Dehnung $\varepsilon(R_G)$ die wirkende Spannung σ berechnen zu können, muss eine Fallunterscheidung zwischen elastischem und plastischem Bereich getroffen werden. Da mit Erreichen der Proportionalitätsgrenze σ_p plasti-

ches Fließen einsetzt, lässt sich der elastische Bereich auf $|\sigma| < \sigma_p$ begrenzen, plastisches Materialverhalten tritt bei $|\sigma| \geq \sigma_p$ auf. Aufgrund der in Gl. (7.4) gezeigten Beziehung $\sigma_{\text{krit}}(\lambda = \lambda_0) = \sigma_p$ kann die Unterscheidung zwischen elastischem und plastischem Bereich anhand von λ getroffen werden. Somit ist für die Unterscheidung zwischen elastischem und plastischem Materialmodell dasselbe Kriterium ausschlaggebend, wie für die Wahl zwischen elastischer und plastischer Beultheorie. Im Wertebereich $\lambda > \lambda_0$ wird also neben den Ansätzen für elastisches Beulen auch ein elastisches Materialverhalten genutzt, für $\lambda \leq \lambda_0$ wird analog plastisches Beulen und plastisches Materialverhalten betrachtet.

Da hier die Untersuchung des plastischen Beulens im Fokus steht wird auf eine längere Herleitung des kritischen Biegeradius für den elastischen Fall verzichtet und direkt der kritische Biegeradius für den elastischen Fall ($\lambda > \lambda_0$) nach Euler präsentiert:

$$R_{\text{krit}}^{EU} = \frac{\lambda^2(t_f + C)}{2\pi^2} - t_f - \frac{C}{2}. \quad (7.12)$$

Für den plastischen Fall $\lambda \leq \lambda_0$ ergibt sich für die betragsmäßige Spannung $|\sigma(\varepsilon)|$ nach Gl. (7.8) durch einsetzen der Proportionalitätsgrenze $\sigma_p = E|\varepsilon_c|$ und der Dehnung $\varepsilon(R_G)$ aus Gl. (7.9) schlussendlich Gl. (7.13). Außerdem muss die durch das Biegen verursachte wirkende Spannung kleiner als die kritische Knickspannung sein – somit gilt $|\sigma| < \sigma_{\text{krit}}$ und es ergibt sich:

$$|\sigma(R_G)| = k_{f0} + E_T \left| -\frac{t + C}{2R_G + 2t + C} \right| < \sigma_{\text{krit}}. \quad (7.13)$$

Da die Werte für t , C , und R_G allesamt positiv definierte geometrische Größen sind, kann der Ausdruck zwischen den Betragsstrichen nur negative Werte annehmen. Daher lässt sich der Betrag auflösen und es folgt, durch Umstellen von Gl. (7.13) für den kritischen Biegeradius für plastisches Beulen:

$$R_{\text{krit}}^{\text{pl}} = \frac{E_T(t + C)}{2(\sigma_{\text{krit}} - k_{f0})} - t - \frac{C}{2}. \quad (7.14)$$

Durch Einsetzen der kritischen Knickspannung nach Johnson aus Gl. (7.5) lässt sich Gl. (7.14) weiter umschreiben zu:

$$R_{\text{krit}}^{\text{pl}} = \frac{E_T(t + C)}{2\left(\sigma_G - (\sigma_G - \sigma_p) \cdot \left(\frac{\lambda}{\lambda_0}\right)^2 - k_{f0}\right)} - t - \frac{C}{2}. \quad (7.15)$$

Aus dem so ermittelten kritischen Radius und der kritischen Knickspannung lässt sich der Zusammenhang zum Schlankheitsgrad für den in dieser Arbeit charakterisierten additiv gefertigten Edelstahl 316L grafisch im **Bild 7.19** darstellen.

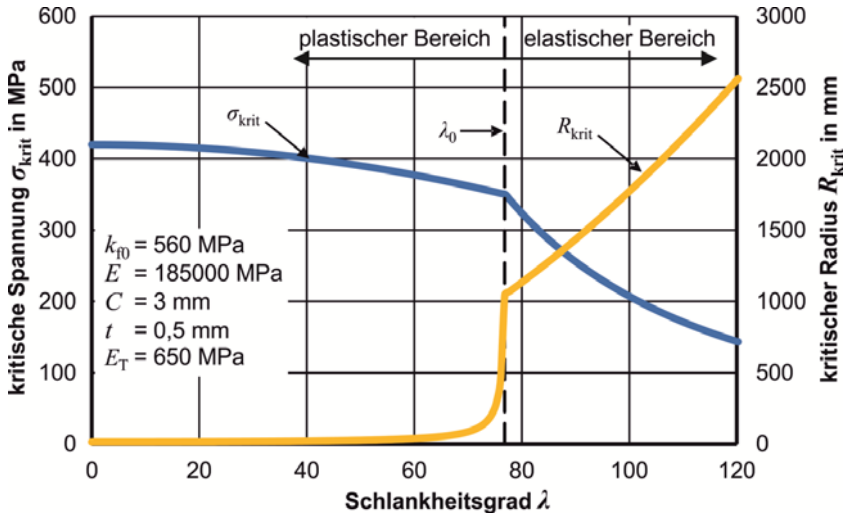


Bild 7.19: Kritische Spannung und kritischer Biegeradius für das Ausbeulen unter einer Biegebelastung

Für den elastischen Bereich ergeben sich die typischen Euler-Kurven bis zum Erreichen des Grenzschlankheitsgrades λ_0 . Für kleinere Schlankheitsgrade im plastischen Bereich gilt die modifizierte Theorie nach Johnson.

Durch eine alternative Darstellung in Abhängigkeit der ungestützten Länge l_{frei} und der Deckblechdicke t_f , wie im Bild 7.18 erläutert, ergibt sich ein Prozessfenster für die Umformung der Bleche mit Kernstruktur zur Vermeidung des Ausbeulens der Deckbleche. Im **Bild 7.20** ist das so ermittelte Prozessfenster dargestellt. Darin zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der analytischen Beschreibung der Beulkurve und den numerischen Ergebnissen zum Ausbeulen der druckbelasteten Deckbleche. Für große Deckblechdicke-Längenverhältnisse wird das Deckblech zu einem langen dünnen Knickstab. Dabei erhöht sich das kritische Biegeverhältnis. Für kleine Verhältnisse sind somit im Gegenzug auch geringe Biegeverhältnisse ohne die Gefahr des Ausbeulens möglich.

7.1.3 Prozessfenster für das Biegen

Da das Deckblechdicken-Längenverhältnis direkt durch die relative Dichte der Kernstrukturen beeinflusst wird kann das im Bild 7.20 dargestellte Diagramm für eine weitere Verallgemeinerung um die kritischen Dehnungen erweitert werden.

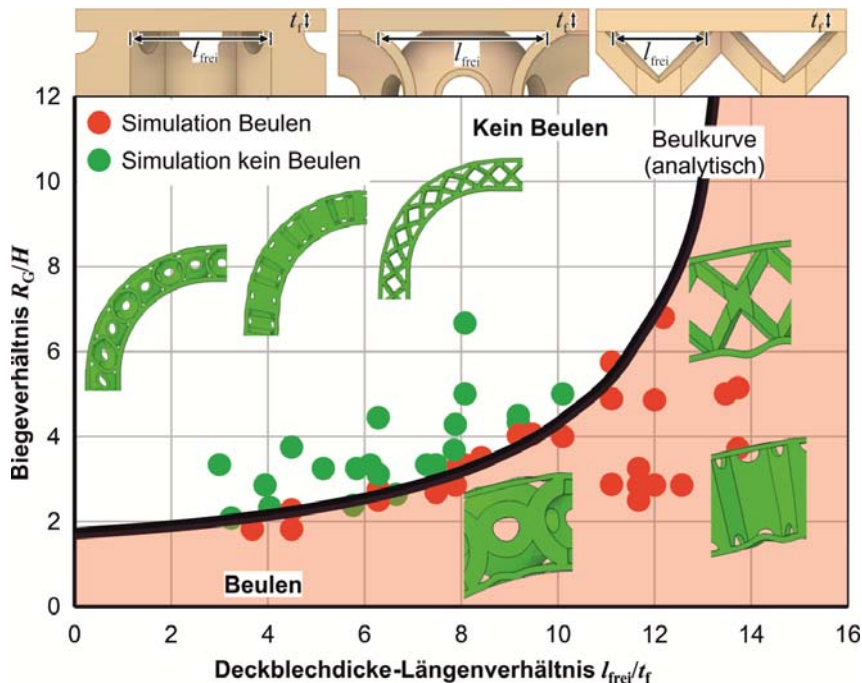


Bild 7.20: Prozessfenster für die Biegeumformung von strukturierten Blechen

Diese wurden zuvor analysiert und im Bild 7.16 in Form eines allein stehenden Prozessfensterdiagrammes dargestellt. Im **Bild 7.21** sind die Prozessgrenzen beim Biegen für alle betrachteten Strukturen dargestellt. Dabei ergibt sich, dass das Beulen von der freien Deckblechlänge und Deckblechdicke abhängig ist. Die konkrete zugrundeliegende Kernstruktur hat nur einen geringen Einfluss. Der strukturelle Einfluss auf die Dehnungen im Deckblech ist jedoch größer und wird durch zwei relevante Kurven für das Versagen der Deckbleche ersichtlich. Die Honeycomb- und Tragwerkstruktur folgt einem annähernd exponentiellen Wachstum des Biegeverhältnisses hin zu kleinen l_{frei}/t_f -Verhältnissen. Die Kugelstruktur hingegen verhält sich entgegengesetzt und linear. Die Kurve verläuft dicht an der Beulkurve entlang, was vorteilhaft für eine Prozessauslegung ist. Somit muss prinzipiell nur ein Kriterium für eine erfolgreiche Biegeumformung erfüllt werden.

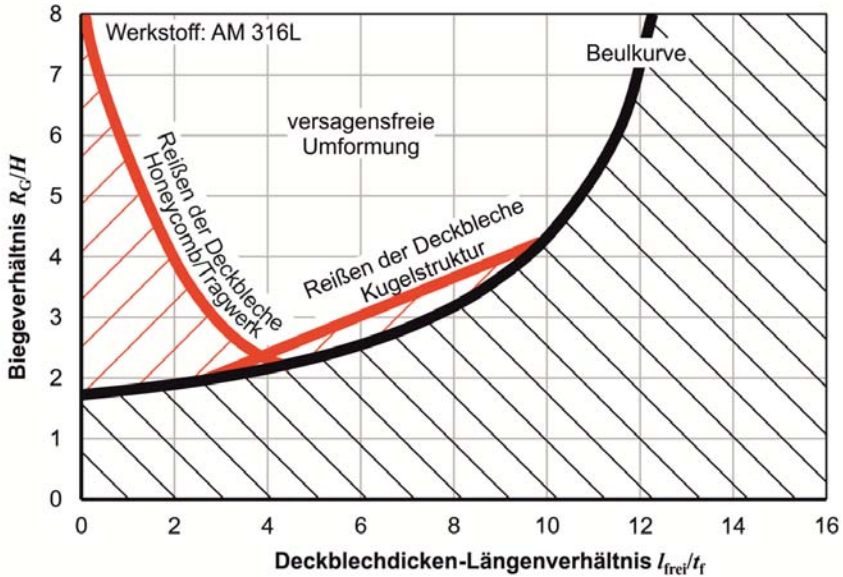


Bild 7.21: Prozessfenster für das Biegen der Kernstrukturen unter Berücksichtigung des Beulens und Reißen der Deckbleche (R_G : Gesenkradius, H : Gesamtdicke des Bleches mit Kernstruktur, l_{frei} : ungestützte Länge des Deckbleches, t_f : Deckblechdicke)

7.2 Gesenkbiegen

7.2.1 Aufbau und Probenfertigung

Das Gesenkbiegen eignet sich für die Herstellung von Biegeteilen zur Erweiterung des Bauteilspektrums der additiv gefertigten Bleche mit Kernstruktur. Es sind verschiedene Prozessmodifikationen wie ein- und mehrfach gekrümmte Biegeteile mit variierenden Biegewinkeln herstellbar. Die Verwendung von Niederhaltern ermöglicht die Prozessweiterung zum Streckbiegen zur Steuerung des Werkstoffflusses oder Steigerung der Materialverfestigung. Eine Auswahl möglicher Bauteilformen sind im **Bild 7.22** dargestellt. Das Spektrum reicht von einfachen V-Profilen (Bild 7.22a) über Trapezprofile mit und ohne Flansch (Bild 7.22b) sowie U-Profile mit und ohne Flansch (Bild 7.22c). Darüber hinaus sind nahezu beliebige Varianten der dargestellten Bauteile möglich.



Bild 7.22: Durch das Gesenkbiegen herstellbare Bauteile, a) V-Profil, b) Trapezprofil, c) U-Profil, b) und c) jeweils mit und ohne Flansch

Im nachfolgenden Kapitel werden wie im Bild 7.22 dargestellt, die additiv gefertigten Halbzeuge zu Bauteilen in Endgeometrie umgeformt. Unterstützend zu den Experimenten werden numerische Simulationen für die Analyse des Umformprozesses eingesetzt.

Der experimentelle Aufbau ist im **Bild 7.23** dargestellt. Der für die Umformsimulation notwendige Reibkoeffizient wird wie im **Bild 7.24a** experimentell über ein Streifenziehversuch ermittelt (Doege et al., 1981). Daraus ergibt sich im Mittel ein Reibwert von $\mu = 0,15$ (Bild 7.24b). Um die Spannungen und Dehnungen während des Umformvorgangs lokal genauer analysieren zu können, wird ein Submodell für den Bereich unter dem Stempel mit einer reduzierten Netzgröße (mittlere Elementkantenlänge 0,08 mm) verwendet. Im Submodell werden die lokalen Randbedingungen von der Software automatisch aus dem Gesamtmodell extrahiert (Dassault Systems, 2020).

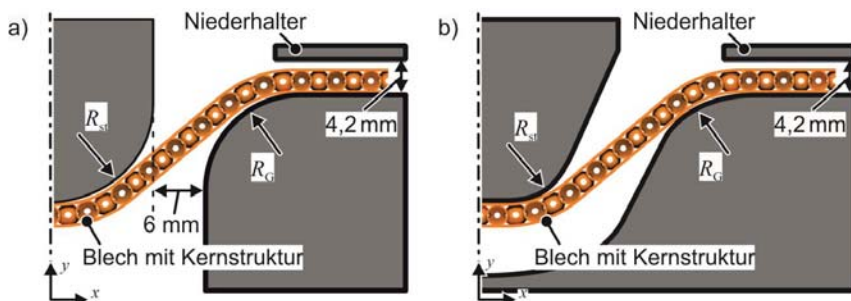


Bild 7.23: Versuchsaufbau für das Gesenkbiegen, a) U-Biegen, b) Gesenkbiegen mit Niederhalter

Die Halbzeuge werden in einem Winkel von 10° zur Bauplattform hergestellt, um einen stabilen Prozess zu gewährleisten. Zur Stabilisierung der Bauteile und Abfuhr der Prozesswärme, sind an der Unterseite Stützstrukturen erforderlich (**Bild 7.25a**). Ein Teil der gefertigten Bleche sind im Bild 7.25b dargestellt.

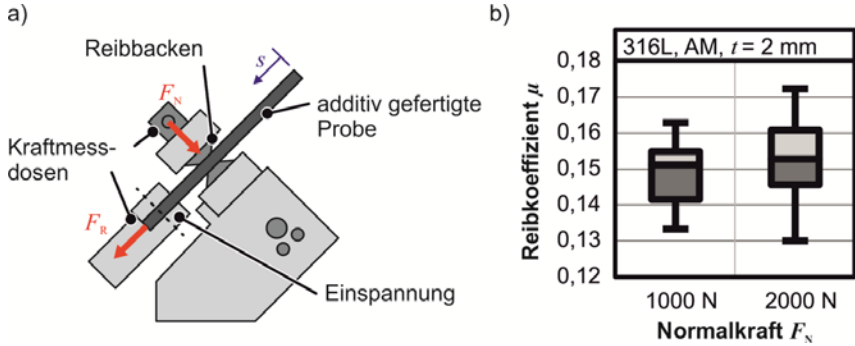


Bild 7.24: Bestimmung des Reibkoeffizienten μ , a) Versuchsaufbau, b) Reibwerte für zwei Normalkräfte. (Kontaktfläche 20 mm x 30 mm)

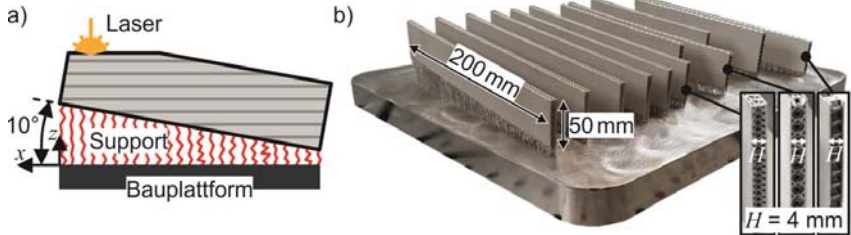


Bild 7.25: Additiv gefertigte Biegehalbzeuge, a) Bauorientierung, b) gefertigte Bleche mit Kernstruktur

Aus den vorangegangenen Betrachtungen zum freien Biegen der Bleche mit Kernstruktur ist bekannt, dass der Dehnungszustand, auch mit Kernstruktur dem der ebenen Dehnung, wie beim Biegen konventioneller Bleche entspricht. Aus diesem Grund wird zur Bewertung einer erfolgreichen Umformung in der numerischen Simulation der entsprechende Pfad aus dem Grenzformänderungsdiagramm als Maß für die maximale Umformung herangezogen - für die Biegeumformung beträgt die Grenzdehnung $\varphi_{\max} = 0,4$. Als Vorstufe für das spätere Tiefziehen der strukturierten Bleche werden die nachfolgenden Gesenkbiegeversuche mit einem Niederhalter mit konstantem Abstand und ohne aktive Niederhalterkraft durchgeführt (Bild 7.23). Die Niederhalter erzeugen zum einen eine zusätzliche Zugspannung im Zargenbereich und zum anderen bedingen diese das Hin- und Zurückbiegen am Gesenkradius.

7.2.2 Trapezbiegen

Die Trapezbiegeoperation wird zunächst numerisch betrachtet.¹¹ Es werden Profile wie im **Bild 7.26** dargestellt, untersucht. Es bleibt ein Flansch an den Blechen stehen. Die Trapezform ermöglicht eine zusätzliche Kalibrierung der gebogenen Bauteile im Gesenk. Die Ergebnisse zeigen, dass die Umformung der Strukturen bis zu einem Werkzeugradius von $R_G = 10$ mm möglich ist. Die Dehnungsverteilungen im Bild 7.26 zeigen Formänderungen im Kern selbst in der Größenordnung $\varphi_1 = 0,15$. Die maximalen Dehnungen werden an der Unterseite der Matrize im äußeren Deckblech erreicht und werden von der darunter liegenden Kernstruktur beeinflusst. Der Abstand zwischen den Befestigungspunkten des Kerns und des Deckblechs beeinflusst die Dehnungsverteilung und damit die maximale Dehnung. Die größten Dehnungen sind in dem Blech mit kugelförmiger Kernstruktur sichtbar (Bild 7.26a) mit $\varphi_1 > 0,40$. Diese Struktur weist den geringsten Abstand zwischen den Anbindungspunkten von Deckblech und Kern auf. Die anderen Strukturen zeigen kleinere Dehnungen in diesem Bereich (Bild 7.26b, c). Die kugelförmige Struktur und die Fachwerkstruktur (Bild 7.26a und c) führen zu einer größeren Ausdünnung des gesamten Blechs. Ursächlich ist die geringere strukturelle Steifigkeit und Festigkeit in Dickenrichtung im Vergleich zur Wabenstruktur.

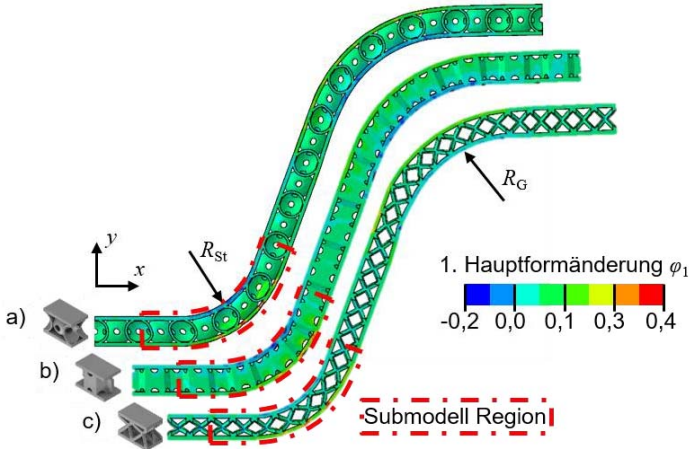


Bild 7.26: Ergebnisse der Gesenkbiegesimulation mit einem Stempel- und Gesenkradius $R_G = R_{St} = 10$ mm, a) Kugel, b) Honeycomb, c) Tragwerk

¹¹ Die Ergebnisse dieses Kapitels sind in Rosenthal et al. (2022) veröffentlicht.

Um die kritischen Bereiche des Umformvorgangs im unteren Bereich der Matrize genauer zu betrachten, werden wie im Bild 7.26 rot markiert, Submodelle der kritischen Bereiche des Bleches betrachtet. Die markierten Bereiche werden mit einem um den Faktor acht feineren Netz erneut simuliert. Dann wird der Bereich freigeschnitten und die Randbedingungen für die Simulation aus der bereits vorhandenen Lösung des Gesamtsystems auf die Schnittländer aufgebracht. Dadurch ist eine lokal höhere Auflösung der Dehnungsverteilung möglich ohne signifikante Steigerung der Berechnungszeit. Da keine starke Verformung des Kerns oder Knickung während der Umformung beobachtet wird, ist der vorherrschende Versagensmechanismus die Dehnungskonzentration, d. h. die Einschnürung und das Versagen der Deckbleche unter der Zugbelastung. Die Entwicklung der Dehnung während des Biegevorgangs ist im **Bild 7.27** gezeigt. Dabei wird das Biegeverhältnis R_A/H über dem Verhältnis der ersten Hauptformänderungen dargestellt (Bild 7.27a). Der aktuelle Dehnungswert ist durch φ_1 und der Wert der Versagensdehnung durch $\varphi_{1,max}$ gekennzeichnet. Der Biegeradius R_A der äußeren Faser des gebogenen Bleches wird in jedem Umforminkrement mit einem Kreisfit durch die Netzknoten des numerischen Modells gefittet (Bild 7.27b).

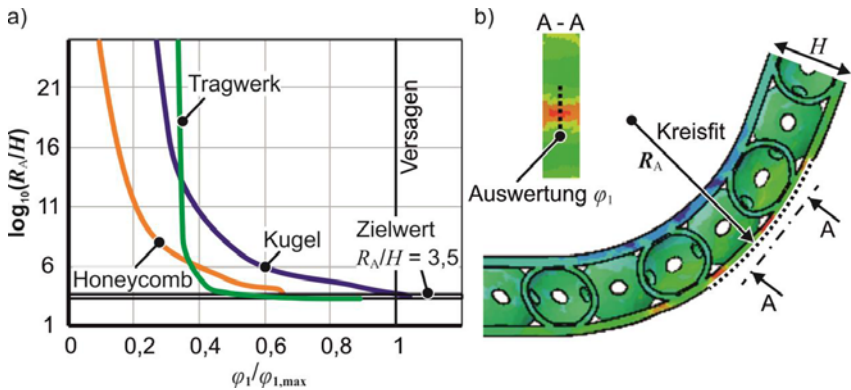


Bild 7.27: Evolution der Dehnungen beim Biegen, a) Dehnungsverhältnis in Abhängigkeit des Biegeverhältnisses, b) Auswertemethodik

Wie beim konventionellen Biegen nimmt das Dehnungsverhältnis $\varphi_1/\varphi_{1,max}$ mit abnehmendem R_A/H zu, was bedeutet, dass ein Versagen wahrscheinlicher wird, je kleiner der Radius ist. Allerdings stellen sich für die verschiedenen Kerne unterschiedliche Verläufe ein. Ein gewünschtes Biegeverhältnis von $R_A/H = 3,5$ wird beispielsweise von den Blechen mit Waben- und Tragwerkstruktur erreicht, ohne dass ein Versagen zu erwarten ist. Das Blech mit der kugelförmigen Struktur hingegen überschreitet knapp den Wert des Versagens, was auf einen Riss im Experiment hindeutet. Einen detaillierten Einblick in die Dehnungsverteilung der Kugelstruktur im kritischen Bereich ist im **Bild 7.28**

sichtbar. Es ist die 1. Hauptformänderung φ_1 im Bereich der höchsten Dehnungen dargestellt. Eine zunehmende Lokalisierung im Bereich zwischen den Anbindungspunkten von Kern- und Deckschicht stellt sich ein. Dadurch ist der Ort des Versagens eindeutig bestimmbar und das minimale Biegeverhältnis beträgt $R_A/H = 3,65$. Der Vergleich zwischen den numerischen Simulationen und den Experimenten wird anhand der Kraft-Weg-Verläufe, wie im **Bild 7.29** dargestellt, durchgeführt.

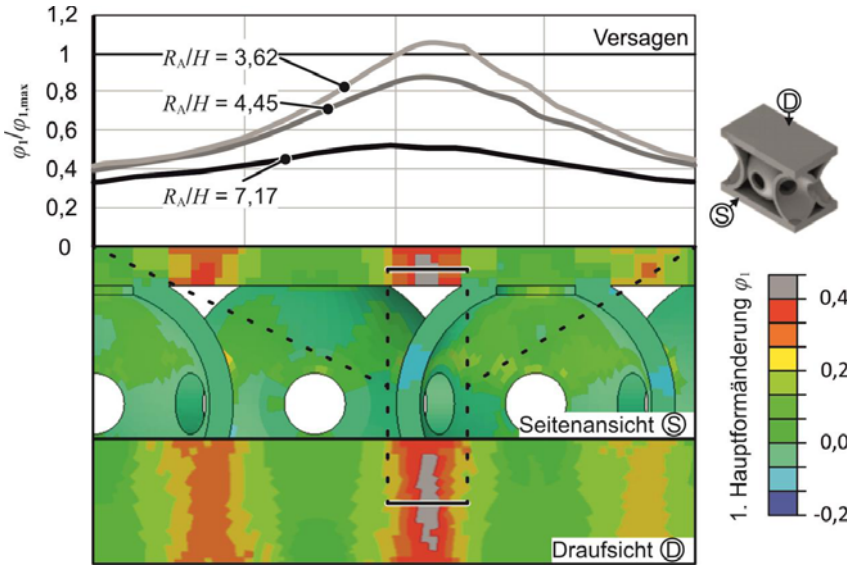


Bild 7.28: Lokale Dehnungsverteilung an der kritischen Stelle des Blechs mit Kugelkernstruktur. H : Gesamtdicke des Blechs, R_A : Aktueller Radius des Blechs während des Umformvorgangs

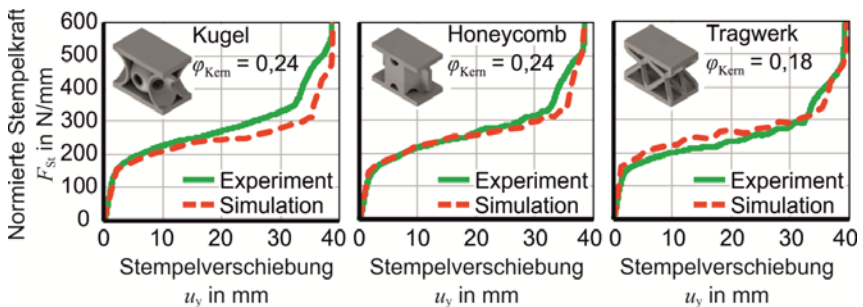


Bild 7.29: Kraft-Weg-Verläufe der Umformung beim Gesenkbiegen in Trapezform, Kraft normiert auf die Breite der Bleche

Hier zeigt sich eine hohe Übereinstimmung mit einer maximalen Abweichung von 10%. Damit gilt die Simulation als validiert. Anhand der Kraft-Weg-Verläufe lässt sich auch erkennen, dass die benötigte Kraft zur Umformung der Strukturen hauptsächlich von der relativen Dichte der Kernstruktur abhängt. So ist zu erkennen, dass Kugel- und Honeycombstruktur nahezu dieselbe Kraft für die Umformung benötigen. Im **Bild 7.30** sind sowohl die Ergebnisse der Umformexperimente als auch die Dehnungsverteilung im kritischen Bereich der Deckbleche auf Grundlage der Submodelle dargestellt.

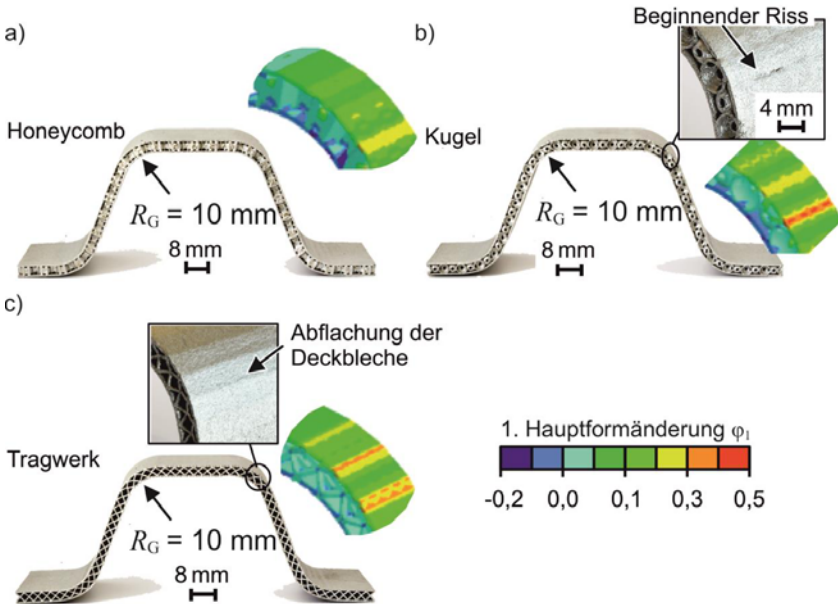


Bild 7.30: Umgeformte Bleche zu trapezförmigen Profilen, a) Honeycomb, b) Kugel, c) Tragwerk




Wie in den numerischen Simulationen vorhergesagt, lassen sich die Honeycombstruktur und die Tragwerksstruktur ohne Auftreten eines Versagens umformen (Bild 7.30a und c). Dies wurde auch durch die Prozessfensterdiagramme aus den Untersuchungen zum freien Biegen vorhergesagt. Demgegenüber zeigt sich bei der Umformung der Kugelstruktur ein beginnender Riss im äußeren Deckblech, welcher auch durch die Simulation vorhergesagt wird. In der numerischen Untersuchung werden die Versagensdehnungen nur knapp überschritten, dies zeigt sich auch im Experiment (Bild 7.30b) in Form eines beginnenden Risses. Vorhergesagt wird nicht nur das ein Riss auftritt, sondern auch genau die Stelle an der es zum Reißen des Deckbleches kommt. Die Lokalisierung tritt ebenfalls bei den anderen Kernstrukturen auf, die Amplitude ist geringer (Bild 7.27). Durch die Niederhalter beim Biegen erhöht sich die

Zugspannung im Gesamtbauteil und demnach auch in den Deckblechen, was beim Biegen zu leicht erhöhten Biegeverhältnissen im Vergleich zum freien Biegen führt. Durch das Einziehen der Bleche in das Gesenk ergibt sich eine Zugspannungsüberlagerung in der Struktur. So reduzieren sich die Druckspannungen am Innenbogen und ein Ausbeulen der Deckbleche wird unterdrückt. Das Nachdrücken in das Gesenk verfestigt die Struktur in Dickenrichtung und reduziert die Rückfederung. Ein Phänomen, welches bei der Tragwerksstruktur auftritt (Bild 7.30c), ist ein Abflachen des Bleches in den Bereichen zwischen den Anbindungspunkten. Dies ist auf die breiten Bereiche zurückzuführen, die nicht mit dem Kern verbunden sind und dadurch direkt in Lastrichtung ausgeleitet werden. Die Bleche mit Honeycombstruktur zeigen die beste Umformbarkeit beim Biegen in das Trapezgesenk. Dies resultiert aus der guten Abstützung der Deckbleche und einer homogenen Wandstärkenverteilung über den Querschnitt im Kern.

7.2.3 U-Biegen

Ein weiteres Biegeverfahren als Vorstufe des Tiefziehens ist das U-Biegen. Hierbei wird das Blech mit Kernstruktur vollständig in ein Gesenk eingezogen und um 90° umgebogen. Die Niederhalter im Flansch sorgen dabei für eine Zugspannung in der Zarge sowie für das Hin- und Zurückbiegen. Die durchgeführten Versuche mit erfolgreichen und nicht erfolgreichen Experimenten sind in **Tabelle 7-1** aufgeführt.

Tabelle 7-1: Durchgeführte U-Biege Experimente mit erfolgreichen und nicht erfolgreichen Versuchen

Kernstruktur	ρ_{Kern}	$R_G = 10 \text{ mm}$	$R_G = 15 \text{ mm}$
 Kugel	0,54	✓	✓
	0,34	✗	✓
	0,22	✗	✓
	0,14	✗	✓
 Honeycomb	0,42	✗	✓
	0,34	✗	✓
	0,24	✗	✓
	0,12	✗	✓
 Tragwerk	0,42	✗	✓
	0,23	✗	✓
	0,09	✗	✓
	0,04	✗	✓

✓ U-Biegen erfolgreich ✗ U-Biegen nicht erfolgreich

Untersucht werden Gesenkradien von $R_G = 10$ mm und $R_G = 15$ mm für Strukturen unterschiedlicher relativer Kerndichte. Dabei zeigt sich, dass für alle Strukturen, bis auf die Kugelstruktur, eine Umformung durch das U-Biegen mit einem Gesenkbiegeradius $R_G = 10$ mm nicht erfolgreich ist und zu Rissen in den Deckblechen oder zum vollständigen Abreißen des Bleches führt. Demgegenüber stehen, unabhängig von der Kernstruktur, erfolgreich umgeformte Bleche mit einem Biegeradius $R_G = 15$ mm. Der minimale Biegeradius muss sich somit zwischen $R_G = 10$ mm und 15 mm befinden. Um für das spätere Tiefziehen einen geeigneten Radiuswert bestimmen zu können wird mit Hilfe numerischer Simulationen der minimale Biegeradius bestimmt. Die durchgeführten Experimente dienen dabei zur Validierung der Simulation und Analyse der Umformung. Der Vergleich zwischen Simulation und Experiment ist im **Bild 7.31** dargestellt. Dabei werden jeweils eine hohe und eine geringe relative Kerndichte sowie die beiden betrachteten Gesenkradien unterschieden und analysiert. Zwischen den Simulationen und Experimenten zeigt sich eine durchschnittliche Abweichung von 3 %-5 %. Nicht nur die Kraft-Weg-Verläufe werden gut abgebildet, sondern auch mögliche Kraftreduktionen aufgrund einer Instabilität wie Versagen im Kern oder Deckblech. Bei hohen relativen Kerndichten der Honeycomb- und Kugelstruktur zeigt sich während der Umformung, mit einem Gesenkradius $R_G = 10$ mm, eine vollständige Materialtrennung des Bleches mit Kernstruktur und nicht nur Risse im Deckblech. Bei hohen relativen Dichten kommt es zunächst zu einem Anriss im Deckblech, weil die Kräfte zur Umformung der sehr steifen Kernstruktur nicht über das Deckblech übertragen werden können. In der Folge versagt auch der Kern, weil der tragende Querschnitt der Kernstruktur für das Einziehen des Bleches in das Gesenk zu gering ist. Hinzu kommt, dass durch den initialen Anriss eine Schwachstelle erzeugt wurde und dadurch ein weiteres Aufklaffen des Risses stattfindet.

Das vollständige Versagen ist für den Gesenkradius $R_G = 10$ mm im **Bild 7.32** ersichtlich. Hier zeigt sich die gute Vorhersagbarkeit von den numerischen Modellen mit den experimentellen Untersuchungen. Die numerischen Modelle sagen den Ort des Versagens akkurat voraus (Bild 7.32b). Für einen Gesenkradius $R_G = 15$ mm findet eine erfolgreiche Umformung statt. Bei Betrachtung der numerischen Ergebnisse fällt außerdem die Scherdeformation der Kernstruktur auf, welche durch die unterschiedlichen Längenänderungen des äußeren und inneren Deckbleches bedingt wird (Bild 7.32a und b). Durch die reduzierten Spannungen wird bei größeren Radien die Kernstruktur eher auf Biegung als auf Scherung belastet und das Deckblech bleibt intakt (Bild 7.32c).

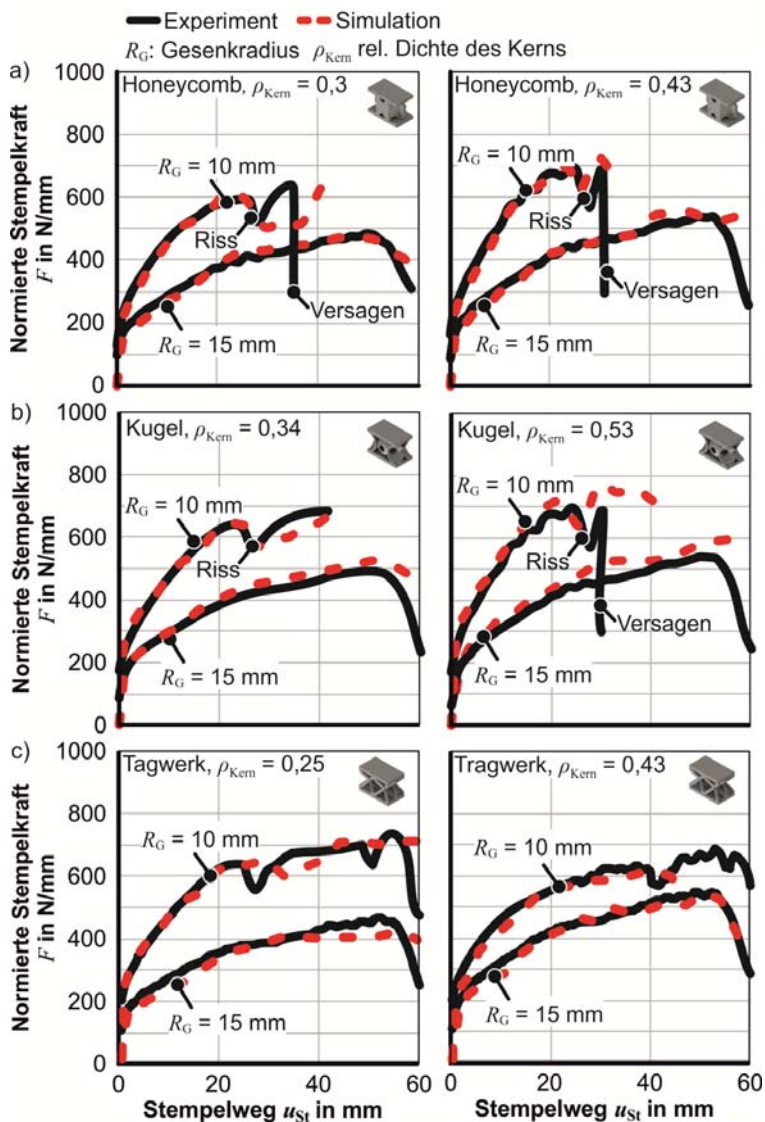


Bild 7.31: Kraft-Weg-Verläufe der U-Biegeversuche, Kraft normiert auf Blechbreite, a) Honeycomb, b) Kugel, c) Tragwerk

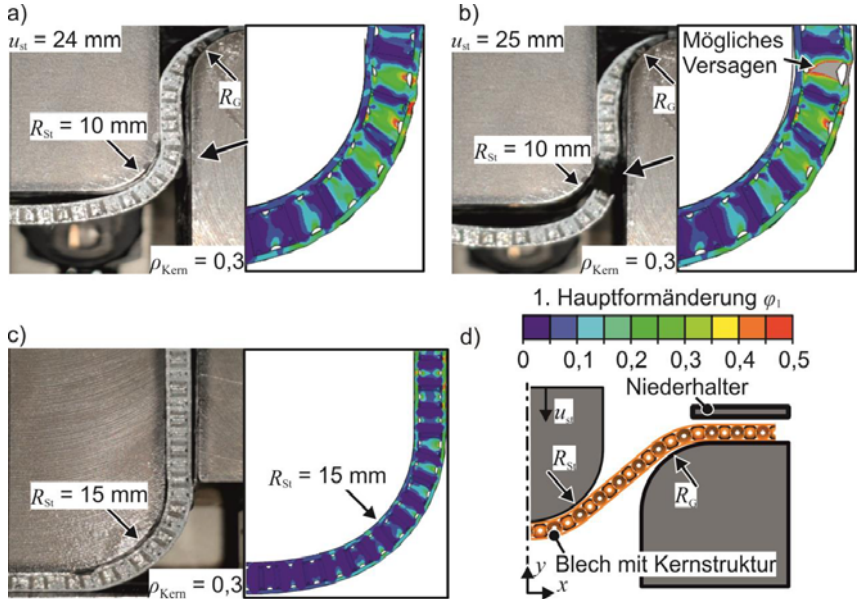


Bild 7.32: U-Biegen eines Honeycomb-Bleches a) Bis Stempelverschiebung $u_{st} = 24 \text{ mm}$, b) bis zum Versagen bei $u_{st} = 25 \text{ mm}$, c) Mit Gesenkradius $R_G = 15 \text{ mm}$ ohne Versagen, d) Schematischer Aufbau

Eine Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse ist im **Bild 7.33** dargestellt. Die erfolgreich durchgeführten Biegeversuche für einen Gesenk- und Stempelradius von 15 mm zeigt Bild 7.33a. Alle Strukturen, jeglicher relativer Kerndichte, lassen sich mit einem Gesenkradius $R_G = 15 \text{ mm}$ versagensfrei umformen. Dabei bleibt auch die Kernstruktur intakt. Bei kleinen Stempel- und Gesenkradien $R_G = R_{St} = 10 \text{ mm}$ kommt es je nach relativer Kernstrukturdichte ρ_{Kern} zu unterschiedlichen Versagenserscheinungen (Bild 7.33b). Blechhalbzeuge, die in einem U-Biegeversuch umgeformt werden, weisen zwei typische Versagensfälle auf. Es kommt bei Strukturen mit hoher relativer Kerndichte $\rho_{Kern} > 0,4$ zu einem vollständigen Abriss und Materialtrennung bei der Umformung (Bild 7.33c). Die Ursache liegt in der erhöhten Kraft beim Durchziehen des Flansches in die Zarge während der Umformung. Kommt es initial zu einem Riss im Deckblech reduziert sich der tragende Querschnitt und das Bauteil versagt infolge dessen. Als weiterer Versagensfall treten Risse im Zargenbereich in den Deckblechen auf. Durch die Niederhalter müssen die Bleche nach dem Einzug in den Zargenbereich wieder zurückgebogen werden. Das Zurückbiegen findet unter der zusätzlichen Zugspannung durch den Einzug in das Gesenk statt, was zum Versagen der Deckbleche führt.

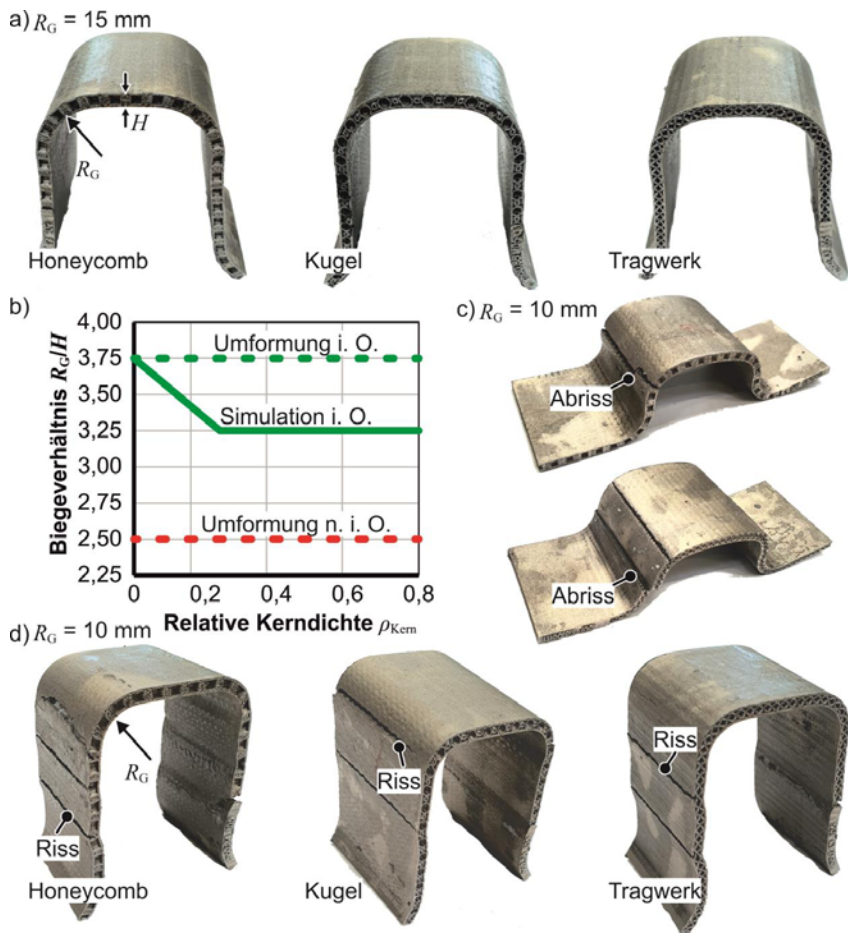


Bild 7.33: Proben nach dem U-Biegen, a) erfolgreiche Umformung (i.O.), b) Prozessfenster für das U-Biegen, c) vollständig versagte Proben mit Materialtrennung (n.I.O.), d) Proben mit Deckblechreißen (n.I.O.)

Im Bild 7.31 wurde bereits herausgestellt, dass mit steigendem Gesenkradius die notwendige Ziehkraft sinkt, was zu erfolgreichen Umformungen führt. Die reduzierten Ziehkräfte in Kombination mit dem reduzierten Rückbiegemoment liefern Gut-Teile. Um das Prozessfenster genauer einzugrenzen werden Simulationen mit dem gleichen Gesenkradius R_G und Stempelradius R_{St} von $R_G = R_{St} = 13 \text{ mm}$ durchgeführt. Dabei wird ebenfalls die relative Dichte der Kernschicht variiert. Relative Kerndichten $\rho_{\text{Kern}} < 0,34$ zeigen keine erfolgreiche Umformung (**Bild 7.34**). Beim Einziehen in das

Werkzeug kommt es zu erhöhten Dehnungswerten im äußeren Deckblech, die ein potenzielles Versagen prognostizieren. Außerdem kommt es beim Zurückbiegen am inneren Deckblech zu einem Ausbeulen. Dies ist auf die zunächst stattfindende Längenänderung beim Biegen und anschließender Stauchung zurückzuführen.

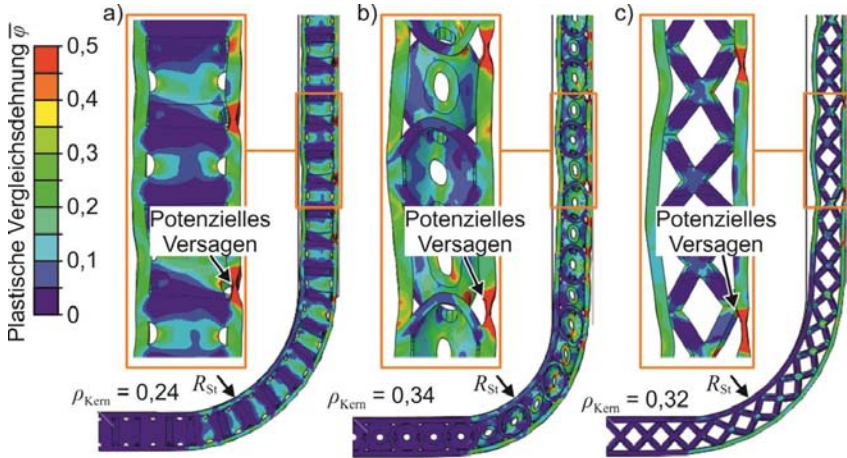


Bild 7.34: U-Biegen mit gleichem Stempelradius R_{St} und Gesenkradius R_G ($R_{St} = R_G = 13$ mm), a) Honeycomb, b) Kugel, c) Tragwerk

Das Zurückbiegen, aus der gebogenen Konfiguration am Einzug in Kombination mit der Verlängerung des Deckbleches, verursacht das Ausbeulen, weil die Steifigkeit des Deckbleches als solches reduziert ist. Der Rückbiegekräfte wirken nicht mehr direkt in die Deckblechebene, sondern die resultierende Kraft wirkt außermittig.

Kernstrukturen mit relativen Kerndichten $\rho_{Kern} > 0,34$ lassen sich mit der Konfiguration aus Stempel- und Gesenkradius $R_{St} = R_G = 13$ mm erfolgreich in ein U-Profil umformen. Aus diesem Grund werden für die folgenden Tiefziehversuche die Werkzeugradien am Stempel und Gesenk auf den Wert von 13 mm festgesetzt und Kernstrukturen mit relativen Dichten $\rho_{Kern} > 0,34$ für die Erprobung des Tiefziehens genutzt.

7.3 Leistungsfähigkeit gebogener Bauteile

Ein Aspekt, welcher den Nutzen und die Relevanz der vorgestellten Untersuchungen unterstreicht, ist die Bewertung der Leistungsfähigkeit der additiv hergestellten und umgeformten Halbzeuge. Die Leistungsfähigkeit lässt sich nach Münstermann et al. (2018) folgendermaßen definieren:

Die Leistungsfähigkeit ist die Beanspruchbarkeit eines Bauteils im für die Auslegung relevanten Lastfall.

Laut dieser Definition ist die Leistungsfähigkeit also vom spezifischen Einsatzfall des Bauteils und des Belastungsfalls abhängig. Dazu zählen zyklische, elastische, schlagartige und duktile Belastungen (Meya, 2020). Neben mechanischen Belastungen werden Bleche mit Kernstruktur auch für thermische oder akustische Eigenschaftsverbesserungen eingesetzt. Im Folgenden wird die duktile und schlagartige Belastung in Form eines Impact-Versuches sowie unter einer statischen Last der gebogenen Bauteile andiskutiert.

Statische Belastung

Durch die Umformung der Blechhalbzeuge mit Kernstruktur wird eine zusätzliche Verfestigung in das Material eingebracht, die bei rein additiv gefertigten Bauteilen nicht gegeben ist. Die Untersuchung findet mittels numerischer Simulationen statt. Dafür wird ein Blechhalbzeug mittels U-Biegen umgeformt und wie im **Bild 7.35a** gezeigt mit einer statischen Verschiebung von $\Delta u = 5$ mm beaufschlagt.

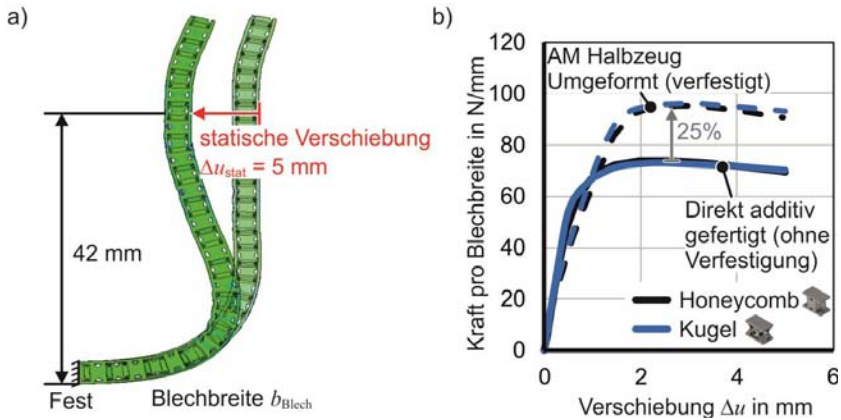


Bild 7.35: Erhöhung der Leistungsfähigkeit durch das U-Biegen, a) Lastfall, b) Kraftantwort und Erhöhung der Leistungsfähigkeit

Es werden ein Blech mit Honeycomb- und Kugelkernstruktur mit gleicher relativer Kerndichte $\rho_{\text{Kern}} = 0,3$ gegenübergestellt. Die aus der Auslenkung resultierende Kraft wird als Vergleichsmaß herangezogen. Es werden zwei Bleche gegenübergestellt: Ein Blechhalbzeug welches Umgeformt wird und ein Blech mit derselben Geometrie, welches direkt in Endgeometrie, also ohne Verfestigung durch die Umformoperation erzeugt wird (**Bild 7.35b**). Durch die gleiche relative Kerndichte resultiert bei beiden Blechen, welche ohne Verfestigung mit der Verschiebung beaufschlagt werden, die gleiche Kraftantwort. Ein Vergleich mit den Blechen, welche durch die Umformung eine Verfestigung erfahren haben, zeigt, dass das resultierende Kraftmaximum um 25 % erhöht ist.

Demnach kann durch die Umformung in diesem Fall eine Leistungssteigerung von 25 % erzielt werden.

Impact Belastung

Die Belastung unter einer schlagartigen Verformung – auch Impact Belastung – kommt vor allem bei ungewollten Zusammenstößen oder Unfällen vor. Dies kann als Aufprallschutz für Batteriekästen oder als anderes Element zur Absorption der Aufprallenergie eingesetzt werden. Die Bleche mit Kernstruktur werden in einem Impact Versuch auf ihre Eigenschaften untersucht. Die Bleche werden wie im **Bild 7.36a** gezeigt, in einem Fallturm montiert. Ein Fallgewicht wird in die Höhe gezogen, je nach Fallhöhe können verschiedene Aufprallenergien eingestellt werden. Als Kraftübertragungselement kommt ein Kugelindentor aus gehärtetem Stahl zum Einsatz. Für den Versuch werden Bleche, die aus einem flachen additiv gefertigten Halbzeug hergestellt werden mit Blechen, die direkt in Endgeometrie gefertigt werden, verglichen. Die Proben sind im Bild 7.36b dargestellt.

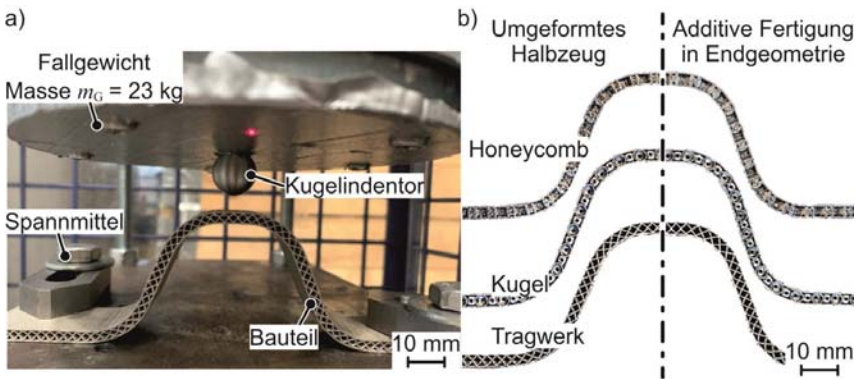


Bild 7.36: a) Aufbau des Impact-Versuchsstandes mit einer Fallhöhe $H_{\text{Fall}} = 7 \text{ m}$,
b) Prüfkörper: Umgeformte Halbzeuge und direkt in Endgeometrie additiv gefertigte Bauteile

Für den Aufprall soll das Blech die eintreffende Energie des Fallgewichtes möglichst effektiv abbauen, ohne, dass das Innere des Bleches in Form eines Risses versagt. Die Ergebnisse sind im **Bild 7.37a-c** für verschiedene Kernstrukturen dargestellt. Beim Aufprall wird die Fallenergie in Deformationsarbeit umgewandelt und es kommt zu einem Verformen des Bleches mit Kernstruktur. Wie aus Bild 7.37a-c hervorgeht bleibt die Innenseite des Bleches immer intakt, unabhängig über welche Prozessroute das Bauteil hergestellt wird. Als Bewertungsmaß kommt die Deformation u_{impact} zum Einsatz. Diese soll möglichst gering sein, um etwaige Komponenten auf der Innenseite nicht zu beschädigen, aber die Aufprallenergie abzdämpfen.

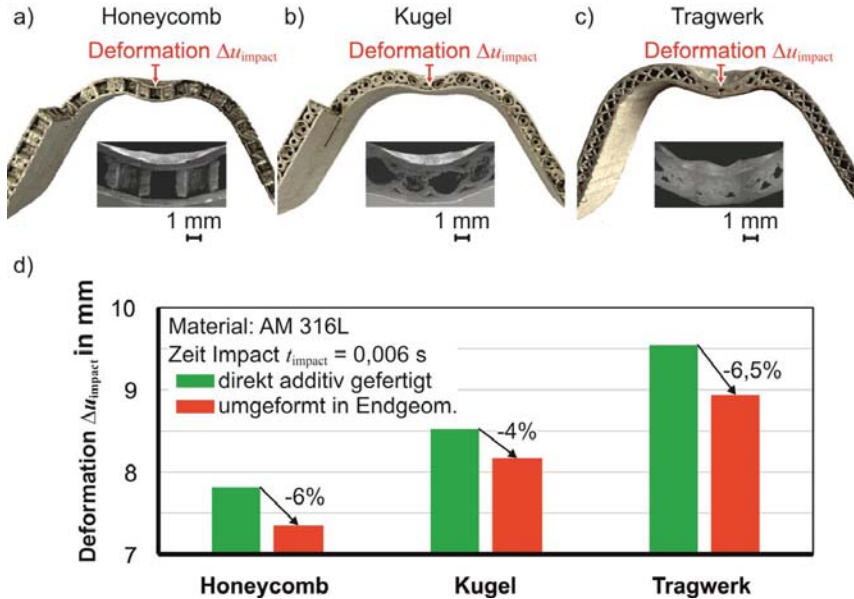


Bild 7.37: Ergebnisse der Impact Versuche, a) Honeycomb, b) Kugel, c) Tragwerk, d) Deformation nach Impact Belastung durch das Fallgewicht

Im Bild 7.37d sind die Deformationen der Kernstrukturen im gegenübergestellt. Dabei wird sowohl das gebogene Blech an sich, als auch die Kernstruktur deformiert. Durch die Deformation wird die Aufprallenergie absorbiert. Beim Aufprall wird die Deformation der Bauteile im Schnitt um 5 % reduziert. Dies kann auf die, durch den Umformprozess eingebrachte Kaltverfestigung zurückgeführt werden.

Zur genaueren Untersuchung der Effekte beim Aufprall auf die umgeformten Bleche mit Kernstruktur sollen zukünftig numerische Untersuchungen durchgeführt werden. Hierzu bedarf es sehr guter Materialmodelle, die vor allem auch eine Dehnratenabhängigkeit der Materialparameter beinhalten. Weiterhin muss untersucht werden, wie sich die relative Dichte und Gestalt der Kernstruktur auf die Energieabsorption auswirkt. Im Umkehrschluss gibt es bereits erprobte Geometrien, die ein hohes Energieabsorptionsvermögen aufweisen, deren umformtechnische Eigenschaften noch nicht erprobt sind.

7.4 Fazit zum Biegen von Blechen mit Kernstruktur

Im vorangegangenen Kapitel wurden die Grundlagen zum Biegen von additiv gefertigten Halbzeugen geschaffen. Dabei wurde erstmalig ein Prozessfenster für das Biegen der Blechhalbzeuge mit Kernstruktur entwickelt und anhand des Freibiegens und Ge-

senkbiegens validiert. Die Abweichungen zwischen den numerischen und experimentellen Ergebnissen betragen maximal 5 %. Die Hauptversagensmechanismen beim Biegen sind das Reißen und das intrazelluläre Ausbeulen der Deckbleche. Das Ausbeulen der Deckbleche wurde mit einem analytischen Modell als unabhängig von der zugrunde liegenden Struktur identifiziert und kann durch das Modell vorhergesagt werden. Die kritischen Dehnungen der Deckbleche sind dagegen stark von der Struktur abhängig. Die Löcher zur Pulverentfernung beeinflussen die Dehnungsverteilung und rufen kritische Lokalisierungen hervor, die zu einem Riss führen können. Exemplarisch wurde die Steigerung der Leistungsfähigkeit durch die Biegeoperation der additiv gefertigten Halbzeuge diskutiert. Für die statische Belastung liegt die Steigerung der Leistungsfähigkeit bei 25 % und für die Impact-Belastung bei 5 %. Diese ist auf die Kaltverfestigung während der Umformung zurückzuführen. Aufbauend auf den Ergebnissen zum Biegen wird im Folgenden das Tiefziehen der Bleche mit strukturiertem Kern untersucht. Somit lässt sich das mögliche Bauteilspektrum der Umformung von additiv gefertigten Blechhalbzeugen erweitern.

8 Tiefziehen von Blechhalbzeugen mit Kernstruktur

Im folgenden Kapitel wird die Eignung zum Tiefziehen der Bleche mit Kernstruktur analysiert. Im Vordergrund der Betrachtungen steht die Ermittlung des maximalen Tiefziehverhältnisses β und die Analyse des Einflusses des Kerns auf die Formänderung der Gesamtstruktur. Für das Tiefziehen werden Prozessgrenzen und charakteristische Versagensfälle definiert. Numerische und experimentelle Methoden liefern einen tieferehenden Einblick in das Deformationsverhalten von Deckblech und Kern.

8.1 Grenzziehverhältnis solider Bleche

Zur Ermittlung des Status Quo für das Tiefziehen werden Voruntersuchungen von Blechen ohne Kernstruktur durchgeführt. Die Simulationen bieten einen Vergleich zwischen dem Tiefziehen solider Bleche und Bleche mit Kernstruktur. Diese liefern einen Ausgangspunkt zur Untersuchung des Tiefziehens der Bleche mit Kernstruktur, da die Neuartigkeit der Prozessroute keine Rückschlüsse auf bestehende Prozessgrenzen zulässt. Im **Bild 8.1a** sind die Ergebnisse der numerischen Simulationen dargestellt.

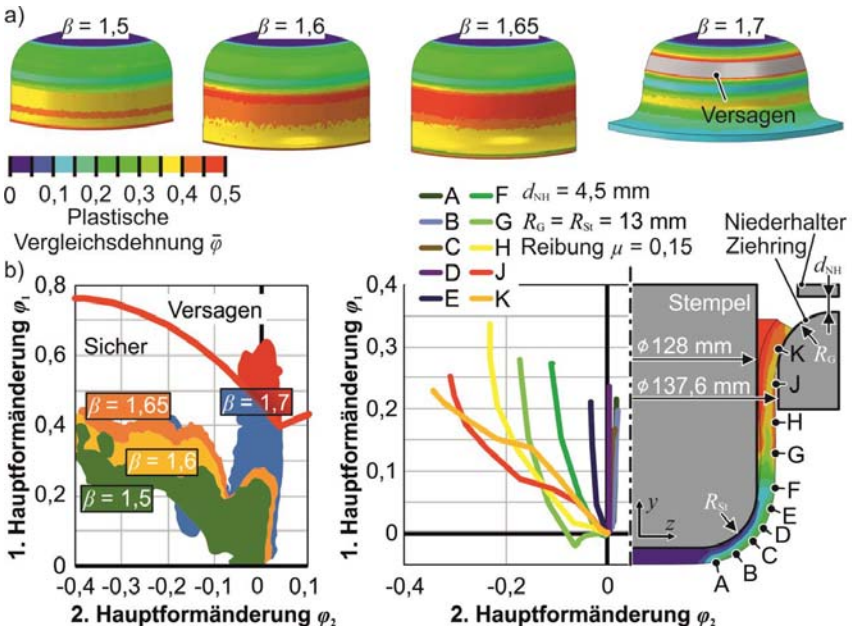


Bild 8.1 a) Gezogene Näpfe eines soliden Bleches (keine Kernstruktur, Dicke $t = 4 \text{ mm}$) in der numerischen Simulation unter Verwendung des additiven Werkstoffes 316L, b) Dehnungshistorie der gezogenen Näpfe, c) Dehnpfade entlang der Außenfläche eines gezogenen Napfs mit $\beta = 1,6$

Für die Bewertung der Tiefziehbarkeit wird das Ziehverhältnis β entsprechend definiert:

$$\beta = \frac{D_{\text{Blech}}}{D_{\text{Stempel}}} \quad (8.1)$$

Das Grenzziehverhältnis β_{max} beschreibt das größtmögliche Ziehverhältnis, ohne dass es zu einem Versagen während des Tiefziehens kommt. Dabei wird D_{Blech} als Durchmesser der Blechrunde vor dem Tiefziehen und D_{Stempel} als Stempeldurchmesser definiert. Die gewonnenen Informationen werden für eine Vorauswahl der untersuchten Prozessparameter für das Tiefziehen der Bleche mit strukturierter Kern verwendet. Die Geometrie der Werkzeuge, Stempelradius R_{St} , Gesenkradius R_{G} sowie der Niederhalterabstand d_{NH} werden konstant gehalten. Aufgrund der Ergebnisse zum Biegen wird angenommen, dass die strukturierten Bleche ein geringeres Grenzziehverhältnis aufweisen als ein massives Blech aus dem gleichen Werkstoff. Die Ergebnisse im **Bild 8.1a** zeigen eine rotationssymmetrische Dehnungsverteilung und ein Grenzziehverhältnis ist $\beta_{\text{max}} = 1,65$, basierend auf dem zuvor charakterisierten Werkstoff 316L. Größere Ziehverhältnisse führen zu Bodenreißern (**Bild 8.1b**). Die Dehnpfade eines gezogenen Napfes mit einem Tiefziehverhältnis $\beta = 1,6$ zeigen, dass die Bereiche am Stempelradius (A-E in **Bild 8.1c**) entlang eines ebenen Dehnpfadefordes verformt werden. Das ermittelte Grenzziehverhältnis $\beta_{\text{max}} = 1,65$. Dies dient als Richtwert für die Werkzeugkonstruktion, die notwendig ist, um in den kommenden Untersuchungen die additiv gefertigten Bleche mit strukturierter Kern tiefziehen zu können. Aufgrund der Komplexität der Halbzeuge wird zur Bewertung der Tiefziehbarkeit lediglich das Ziehverhältnis evaluiert. Die übrigen Prozessparameter wie Niederhalterkraft oder Matrizenradius bleiben konstant. Die Untersuchungen konzentrieren sich auf die bei der Umformung auftretenden Formänderungsverteilungen und den Einfluss von Kernstruktur und relativer Dichte auf den tiefgezogenen Napf.

8.2 Additive Fertigung der Halbzeuge mit Kernstruktur

Die Bleche für das Tiefziehen, welche als Halbzeug additiv gefertigt werden, sind im **Bild 8.2a** dargestellt. Die Bleche bestehen aus in der Blechebene duplizierten Einheitszellen, mit der Kernschicht, bestehend aus Kugel- und Honeycombstrukturen. Ein Blech mit einem Durchmesser $D_{\text{Blech}} = 270$ mm besteht aus circa 3500 Einheitszellen. Diese werden auf speziell entwickelten Stützstrukturen mit verjüngtem Querschnitt hergestellt, um einen stabilen Herstellungsprozess zu gewährleisten. Aus den Blechen werden mit einem Laser verschiedene Durchmesser für die Tiefziehversuche ausgeschnitten (**Bild 8.2b**), um variierende Tiefziehverhältnisse $\beta = D_{\text{Blech}}/D_{\text{Werkzeug}}$ zu realisieren. Die gesamte Fertigungszeit von 18 Blechen beträgt inklusive aller Nachbearbeitungsschritte etwa 900 Stunden.

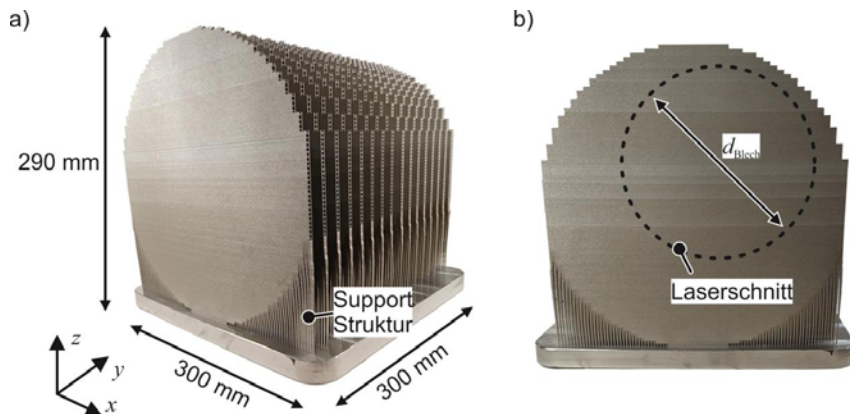


Bild 8.2: a) Additiv gefertigte Blechhalbzeuge auf der Bauplattform, b) Frontansicht vor dem Post-Processing und dem Laserschnitt

Experimenteller Aufbau

Das Tiefziehen wird auf einer Zwick/Roell BUP 1000 mit einer maximalen Kraft von 1000 kN durchgeführt. Die Werkzeuge werden auf Grundlage der Vorauslegung durch die numerischen Simulationen von massiven Blechen konstruiert und gefertigt. Der experimentelle und numerische Aufbau orientiert sich am **Bild 8.3**.

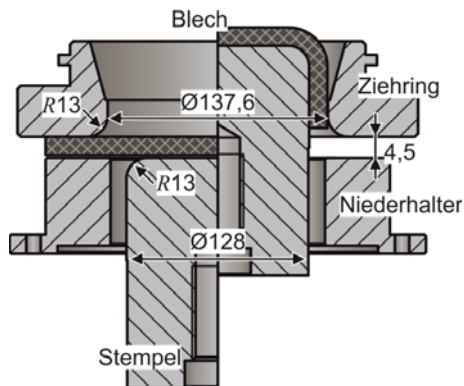


Bild 8.3: Werkzeugaufbau für das Tiefziehen der Bleche mit Kernstruktur (Abmessungen in mm)

Der Ziehring- und Stempelradius ergibt sich aus den Ergebnissen zum U-Biegen mit Niederhalter zu $R_{St} = R_G = 13$ mm. Nach Lange (1990) soll der Ziehspalt $z = 1,2 \cdot H$ betragen, mit H als Gesamtdicke des Bleches. Daraus ergibt sich bei $H = 4$ mm ein Ziehspalt $z = 4,8$ mm. Das Werkzeug ist so ausgelegt, dass sich Bleche mit einem maximalen

Durchmesser von $D_0 = 250$ mm tiefziehen lassen. Der Niederhalterabstand wird über Distanzringe auf 4,5 mm eingestellt, so dass keine aktive Niederhalterkraft auf das Blech wirkt. Der Reibungskoeffizient für die numerische Simulation wurde in einem Streifenziehversuch experimentell zu $\mu = 0,15$ bestimmt.

8.3 Numerische Analyse des Tiefziehens von Blechen mit Kernstruktur

Für die Auslegung des Tiefziehprozesses werden die Bleche mit Kernstruktur numerisch untersucht. Dabei werden Versagensmechanismen, Dehnungsverteilungen und daraus abgeleitet Prozessgrenzen ermittelt. Die numerischen Untersuchungen ermöglichen einen Einblick in die im Experiment nicht zugänglichen Bereiche. So kann die Deformation der Kernstruktur und der Einfluss verschiedener geometrischer Parameter auf das Tiefziehen analysiert werden. Eine getrennte Betrachtung von Deckblech und Kern sowie die Aufteilung der Formänderungen zwischen Deckblech und Kern lassen sich lediglich mit Hilfe der numerischen Simulationen durchführen. Die Komplexität der Halbzeuge erfordert, mehr als bei konventionellen Blechen, den Einsatz numerischer Methoden zur tiefgehenden Analyse der Formänderungen und Prozessgrenzen.

Untersuchungen der Randbedingungen

Die numerischen Untersuchungen werden mit Abaqus CAE 2021 und expliziter Zeitintegration durchgeführt. Das Werkzeug ist aus starren Schalenelementen mit einer mittleren Elementkantenlänge von 0,5 mm aufgebaut. Das Blech mit Kernstruktur wird nach Konvergenzanalyse mit hexaedrischen Kontinuumelementen (C3D8R-Elemente) mit einer mittleren Netzelementgröße von 0,2 mm vernetzt. Der Massenskalierungsfaktor beträgt 8. Das Materialmodell basiert auf dem zuvor charakterisierten Edelstahl 316L. Da durch die Kernstruktur kein rotationssymmetrischer Aufbau in der Simulation möglich ist werden im Folgenden (**Bild 8.4**) drei Optimierungsstrategien zur Reduzierung der Berechnungszeit gegenübergestellt. Zur einfacheren Vergleichbarkeit der Modellierungsstrategien werden die Dehnungen des äußeren Deckbleches auf das ursprünglich unverformte Blech projiziert (**Bild 8.4b**). Verglichen werden ein 30°-Modell des Tiefziehprozesses (**Bild 8.4c**), ein 90°-Modell (**Bild 8.4d**) und ein 90°-Modell mit einem vereinfachten, soliden Boden des gezogenen Napfes (**Bild 8.4e**). Die Berechnungszeiten unterscheidet wie in **Tabelle 8-1** gegenübergestellt in Abhängigkeit der Elementanzahl. Die Visualisierungen im **Bild 8.4** zeigen die Unterschiede in den Modellierungsansätzen. Das 30°-Modell (**Bild 8.4c**) erfasst die Dehnungsverteilung in den meisten Bereichen ähnlich wie das 90°-Modell, weist aber an der 30°-Grenze erhebliche Unterschiede in Form von unerwünschten Dehnungsspitzen auf. Diese ergeben sich aus der Symmetriekante welche aufgrund der Einheitszellenanordnung stufenförmig ist. Ein gerader Schnitt ist nicht möglich, da die Einheitszellen vor der flächigen Anordnung vernetzt werden, um eine gute Netzqualität in allen Bereichen zu gewährleisten.

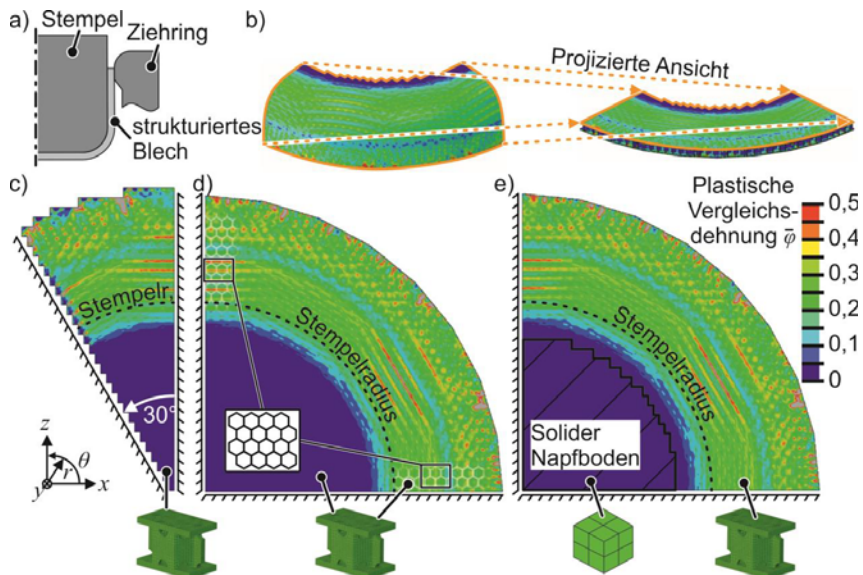


Bild 8.4: Vergleich verschiedener Modellierungsstrategien für die numerische Simulation des Tiefziehprozesses (hier $\beta = 1,4$), a) Tiefziehprozess, b) Projektion der Napfaußenseite auf die undeformierte Geometrie, c) 30°-Modell, d) 90°-Modell, e) 90°-Modell mit vereinfachtem Napfboden ohne Kernstruktur

Tabelle 8-1: Berechnungszeit und Anzahl der Elemente für die verschiedenen Modellierungsansätze zum Tiefziehen der Bleche mit Kernstruktur bei einem Massenskalierungsfaktor von 8

	30° - Modell	90° - Modell	90° - Modell (vereinfachter Napfboden)
Zeit zum Lösen (8 CPUs*, explizit)	~ 8h	~ 60 h	~ 30h
Anzahl der Elemente	660.000	2.100.000	1.500.000

*Intel Xeon E5-2667 v4 @ 3,2 GHz

Die vorherige Vernetzung der Einheitszellen garantiert ein Netz ohne Verzerrung von Elementen und Beeinflussung der charakteristischen Elementkantenlänge, was die explizite Berechnung verlangsamen würde. Die Berechnungszeit für dieses Modell ist die geringste im Vergleich der Modellierungsansätze (Tabelle 8-1), zeigt jedoch keine zufriedenstellenden Ergebnisse im Vergleich zu einem 90°-Modell. Unterschiede zwischen dem vollständigen 90°-Modell (Bild 8.4d) und dem vereinfachten 90°-Modell (Bild 8.4e) sind nicht vorhanden, die Dehnungsverteilung im Hauptumformbereich ist gleich. Auf der Unterseite des Ziehwerkzeugs, im Napfboden, findet keine plastische Deformation statt, so dass die Vereinfachung, diesen Bereich unstrukturiert mit einem groben Netz zu modellieren, verifiziert ist. Wie im Bild 8.4d und e zu sehen ist, führt die Kernstruktur zu einer Art struktureller und geometrischer Anisotropie des Bauteils. In Bezug auf die Dehnungen scheint es, als würde sich die resultierende Verteilung zweimal entlang des Umfangs des 90°-Modells wiederholen, d. h. ein 45°-Modell wäre die theoretische Mindestanforderung. Um jedoch auch die oben erwähnten Randprobleme an Schnittkanten zu vermeiden, ist ein 90°-Modell erforderlich. Damit werden alle über den Umfang auftretenden Dehnungen erfasst. Die Berechnungszeit profitiert von der um den Faktor zwei reduzierten Anzahl von Elementen wenn der Napfboden als grob vernetztes Vollvolumen modelliert wird. Die Prozesskräfte lassen sich durch das vereinfachte 90°-Modell mit einer Abweichung zwischen den Kraftmaxima von lediglich 3% voraussagen, wie aus **Bild 8.5** hervorgeht. Das 30°-Modell unterschätzt die realen Prozesskräfte um circa 20%. Die Kräfte des 90°-Modells und des 90°-Modells mit dem vereinfachten Boden sind gleich.

Insgesamt bietet das 90°-Modell mit dem vereinfachten Boden die effizienteste Möglichkeit zur Vorhersage von Kräften, Dehnungen und Spannungen während des Tiefziehprozesses der Bleche mit Kernstruktur. Daher wird diese Methode im Folgenden für eine genauere Untersuchung des Tiefziehprozesses verwendet.

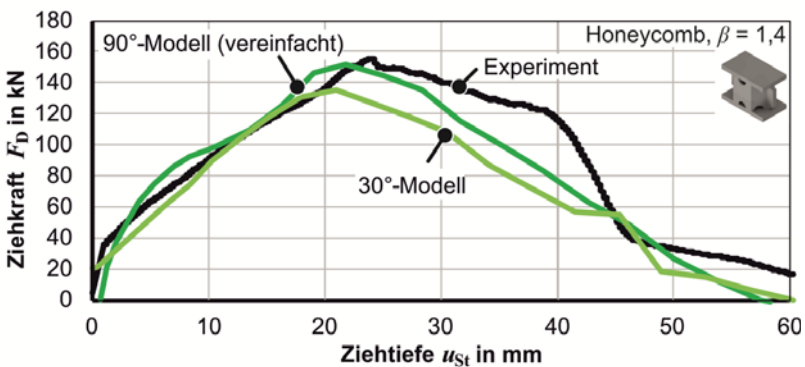


Bild 8.5: Tiefziehkräfte für die verschiedenen Modellierungsansätze

Numerische Untersuchung des Tiefziehens von Blechen mit Kernstruktur

Das Tiefziehen von additiv gefertigten Blechen mit strukturiertem Kern wird für die Tiefziehverhältnisse $\beta = [1,3; 1,4; 1,5]$ durchgeführt. Der Fokus wird bei der Untersuchung auf die Bleche mit Kugel- und Honeycomb-Kernstruktur gelegt. Die numerischen Ergebnisse sind im **Bild 8.6** dargestellt. Die Tragwerksstruktur wird bei den Untersuchungen zum Tiefziehen nicht weiter betrachtet. Die tiefgezogenen Blechhalbzeuge werden in der Simulation hinsichtlich der auftretenden Dehnungen unter Berücksichtigung der Grenzformänderungen (vgl. Bild 5.17) analysiert.

Die plastische Vergleichsdehnung (Bild 8.6a und b) für zunehmende Tiefziehverhältnisse β steigt bei beiden Kernstrukturen an und zeigt auf der Deckblechoberseite eine einzigartige inhomogene Verteilung. Dies wird besonders deutlich, wenn der Vergleich zu soliden Blechen ohne Kernstruktur angestellt wird (vgl. Bild 8.1). Während bei konventionellen Blechen die Dehnungsverteilung in radialer (r) Richtung homogen und tangentialer (θ) Richtung rotationsymmetrisch ist, findet sich dies in den Blechen mit Kernstruktur nicht wieder. Die Formänderungsverteilung wird beim Tiefziehen stark durch die genutzte inhomogene Kernstruktur beeinflusst. Ähnlich wie bereits zuvor bei den Biegeumformoperationen ist die inhomogene Anbindung für die inhomogene Dehnungsverteilung und den daraus resultierenden Lokalisierungen verantwortlich. Beide Bleche mit Kernstruktur versagen bei einem Tiefziehverhältnis $\beta = 1,5$. Die kritischen Dehnungen liegen im Bereich der ebenen Dehnung, also dem Bereich der für die Biegung der Bleche um den Stempelradius herum verantwortlich ist. Durch die überlagerte Zugspannung beim Einziehen des Bleches in das Werkzeug ergeben sich im Bereich des Stempelradius die kritischen Maximaldehnungen. Diese sind besonders im Übergangsbereich zwischen Radius- und Zarge am größten.

Die plastischen Vergleichsdehnungen der Bleche mit den unterschiedlichen Kernstrukturen sind sich qualitativ sehr ähnlich, jedoch mit unterschiedlichen Amplituden. Dies wird beim Blick auf die Dehnungsverteilungen im Bild 8.6c ersichtlich. Mit zunehmendem Tiefziehverhältnis wird der Unterschied zwischen Kugel- und Honeycomb-Struktur ausgeprägter. Potenzielle Ursachen sind die unterschiedlichen Anbindungsflächen zwischen Kernstruktur und Deckblech. Daraus ergeben sich wiederum variierende freie Deckblechlängen ohne Anbindung an den Kern.

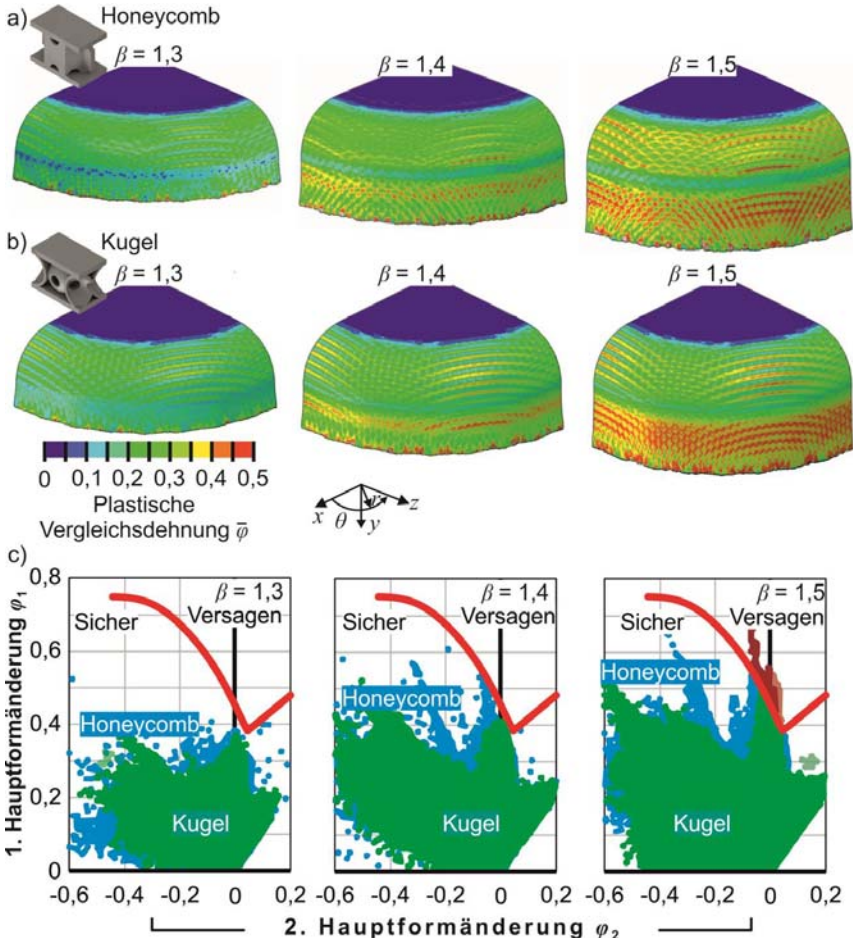


Bild 8.6: Ergebnisse der Simulationen der Honeycomb ($\rho_{\text{Kern}} = 0,34$) und Kugel ($\rho_{\text{Kern}} = 0,32$)-Bleche für verschiedene Tiefziehverhältnisse, a) Plastische Vergleichsdehnung Honeycomb, b) Plastische Vergleichsdehnung Kugel c) zugehörige Dehnungshistorie im Vergleich

Aus den Untersuchungen zum Biegen ist bekannt, dass gerade die Löcher zur Pulverabfuhr bei der Honeycombstruktur Dehnungslokalisierungen begünstigen. Diese sind im **Bild 8.7** im Vergleich zwischen den beiden Kernstrukturen dargestellt. Hier zeigt sich, dass die Pulverlöcher bei der Honeycombstruktur (Bild 8.7a) den Ort der Dehnungslokalisierung bilden. Bei den Blechen mit Kugelkernstruktur im Bild 8.7b finden sich die Lokalisierungen ebenfalls zwischen den Verbindungspunkten von Deckblech und Kern.

Durch die kreisförmigen Anbindungsstellen sind die Lokalisierungen weniger stark ausgeprägt. Global ergeben sich die charakteristischen bogenförmigen Dehnungsverteilungen unabhängig von der zugrunde liegenden Kernstruktur, was sich aus dem allgemeinen Materialfluss beim Tiefziehen ergibt.

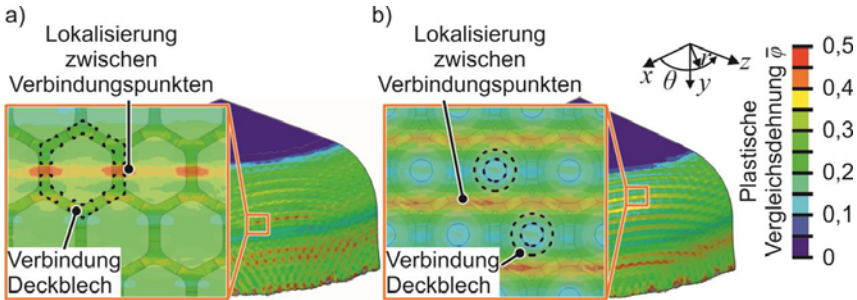


Bild 8.7: Dehnungslokalisierung aufgrund der Kernstruktur, $\beta = 1,4$, a) Honeycomb, b) Kugel

Ein detaillierter Einblick über die Dehnungshistorie der Bleche mit Kernstruktur ist im **Bild 8.8** dargestellt. Abgebildet sind die Dehnpfade beim Tiefziehen der Honeycombstruktur auf drei verschiedenen Pfaden entlang der radialen (r) Richtung und einem entlang der meridionalen (θ) Richtung. Die Pfade sind so ausgewählt, dass jede initiale Orientierung der Kernstruktur bei der Umformung berücksichtigt wird. Die Dehnungsverläufe werden im Mittelpunkt einer Einheitszellfläche extrahiert. Die Dehnpfade im Bereich des Werkzeugradius, wo der dominierende Umformmechanismus die Biegung ist, sind linear (Bild 8.8, radiale Richtungen, A - C). In den Bereichen in der Nähe des Napfbodens ist die Verringerung des Durchmessers gering und das Deckblech wird nahezu ausschließlich in der ersten Haupttrichtung umgeformt. Die Dehnungen im äußeren Bereich des Bleches in radialer Richtung (Bild 8.8, radiale Richtungen, D - F), entwickeln sich nichtlinear und zu einer biaxialen Zug-Druck-Verformung. Die Änderung der Richtung des Dehnpfades beginnt, wenn das untersuchte Element nach dem Gesenkradius in die Matrize eingezogen wird, da die Reduzierung des Blechdurchmessers abgeschlossen ist und die dominierende Spannung diejenige in Stempelrichtung ist. Der äußere Bereich des Blechs, der Flanschbereich, wird während des gesamten Tiefziehvorgangs linear in der typischen Zug-Druck-Umformung über die gesamte Meridianrichtung umgeformt (Bild 8.8, rosa A - I). Bei Vergleich der Dehnpfade für die drei untersuchten Radialrichtungen (Bild 8.8, violett, grün, orange), ist zu erkennen, dass der Dehnungsverlauf in radialer Richtung nahezu unabhängig vom untersuchten Winkel ist. Unterschiede ergeben sich in der Amplitude der Dehnungen aufgrund der zugrunde liegenden strukturellen Anisotropie der Kernstruktur. Eine globale Zipfelbildung stellt sich

nicht ein. Lediglich in den freien Bereichen kommt es zu lokalen Instabilitäten des Deckbleches, auf die später in dieser Arbeit genauer eingegangen wird.

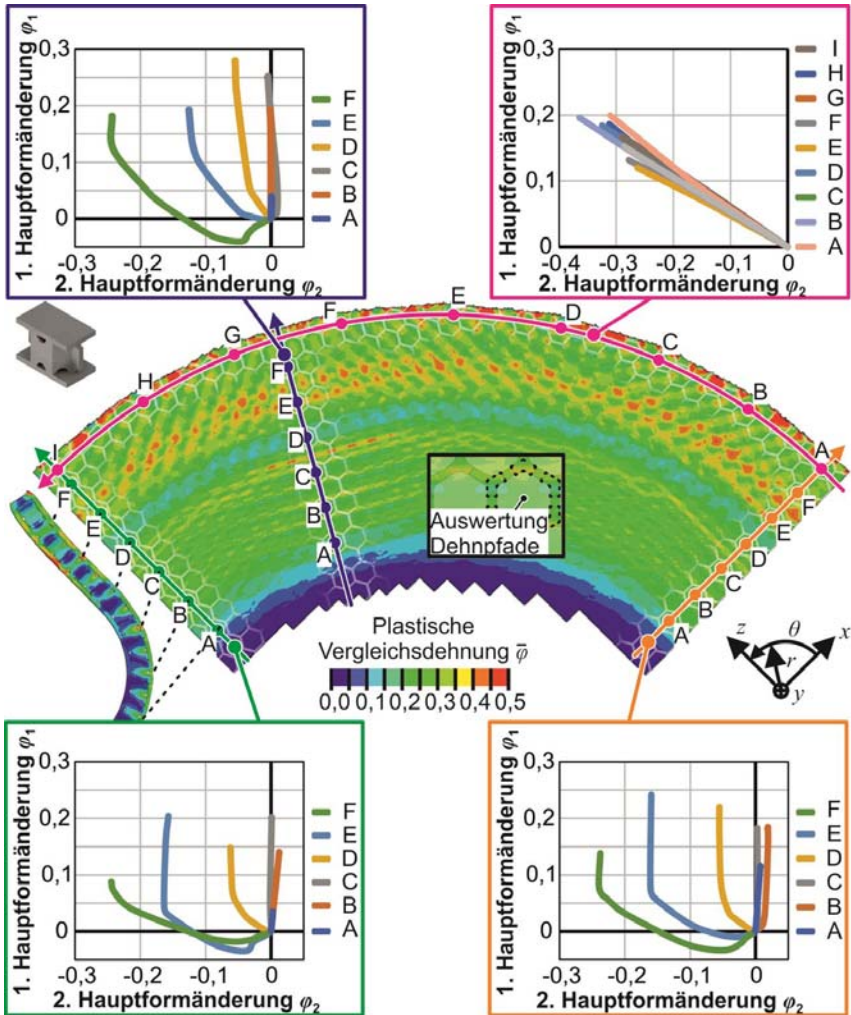


Bild 8.8: Dehnungspfade für charakteristische Punkte des gezogenen Honeycomb-Napfes ($\beta = 1,4$), Dehnungen werden am zentralen Knoten innerhalb einer Einheitszelle auf dem äußeren Deckblech ermittelt

Ähnliche Schlüsse lassen die Dehnpfade für das Blech mit Kugelnkernstruktur, wie im **Bild 8.9** dargestellt, zu. In radialer Richtung ergeben sich nahezu unabhängige Ergebnisse in Abhängigkeit des ausgewerteten Winkels. Bei den Dehnpfaden entlang der Meridianrichtung findet eine reine Zug-Druck-Umformung mit linearen Dehnpfaden statt.

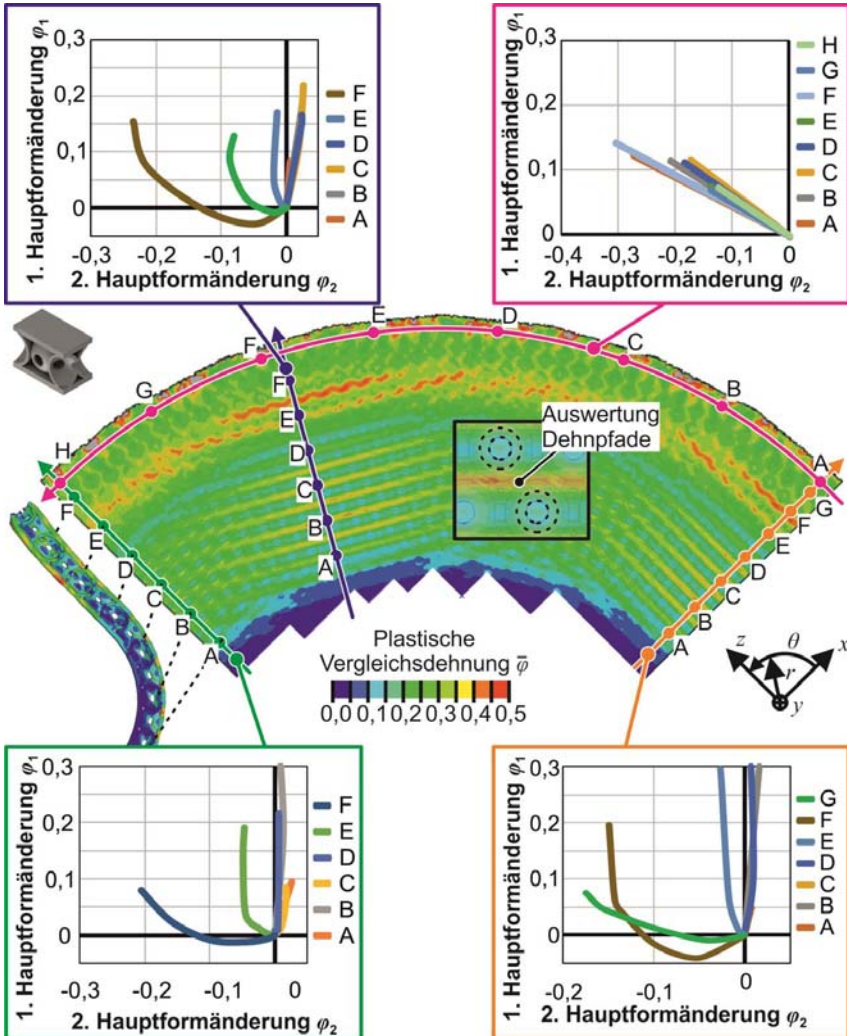


Bild 8.9: Dehnungspfade für charakteristische Punkte des gezogenen Kugel-Napfes ($\beta = 1,4$), Dehnungen werden am zentralen Knoten innerhalb einer Einheitszelle auf dem äußeren Deckblech ermittelt

Ein Vergleich zwischen dem Dehnungsverlauf eines massiven und eines tiefgezogenen Napfes mit Honeycombkernstruktur, beide $\beta = 1,4$, zeigt **Bild 8.10**. Die untersuchten Stellen für die Dehnpfade sind für das solide und das Blech mit Kernstruktur gleich. Die Dehnpfade der Bereiche, die hauptsächlich durch die Biegung umgeformt werden (**Bild 8.10, A-D**), haben nahezu den gleichen Verlauf. Unterschiede ergeben sich in der Amplitude, d. h., der Betrag der induzierten Verformung ist für das Blech mit Kernstruktur größer. Dies resultiert aus der Lokalisierung der Verformung in den Deckblechen, da der Kern keine homogene Unterstützung für die Deckbleche bietet. Qualitativ sind die Formen der Dehnungspfade gleich. Die Unterschiede in den Dehnpfaden zeigen sich hauptsächlich in der Amplitude. Dies lässt den Schluss zu, dass die Kernstruktur die Umformbarkeit der Bleche nicht wesentlich beeinflusst, solange die Kernstruktur intakt bleibt, wohl aber die Dehnungsamplitude in den Deckblechen. Folglich ist die Duktilität der Deckbleche maßgeblich für die Gesamtumformbarkeit des strukturierten Bleches verantwortlich.

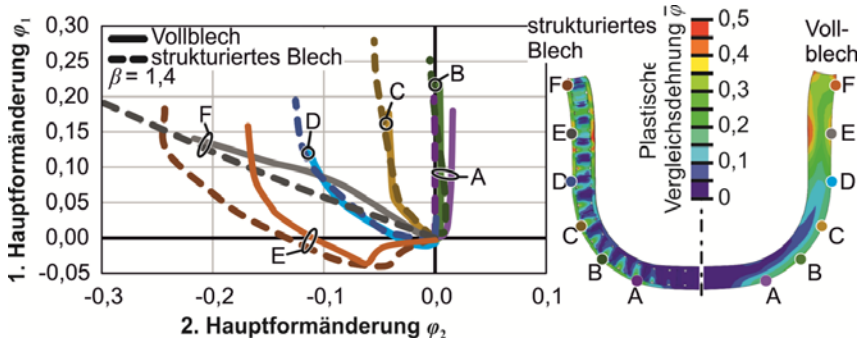


Bild 8.10: Vergleich der Dehnpfade bei soliden Blechen und Blechen mit Kernstruktur

Die Aufteilung der Verformung in ihre Bestandteile im Deckblech und im Kern ist im **Bild 8.11** dargestellt. Unterschieden wird zwischen den Deckblechen und dem Kern. Der Kern wird in einer separierten Darstellung, im Bereich des Stempelradius und des Flansches, bzw. Zargenbereiches (**Bild 8.11a**) gezeigt. Die Dehnungshistorie ist im **Bild 8.11b** für die Honeycombstruktur gezeigt. Im Bereich des Stempelradius wird die Kernstruktur hauptsächlich im Scherbereich. Im Flansch/Zargen-Bereich kommen nahezu alle Zug-Druck-Dehnungszustände hinzu, mit weiterhin dominierendem Scheranteil. Die Deformationen der Deckbleche sind im Bereich der ebenen Dehnung angesiedelt. Dieselben Aussagen treffen für das Blech mit Kugelnkernstruktur zu (**Bild 8.11c**). Hier sind die ebenen Dehnungen im Deckblech noch stärker ausgeprägt.

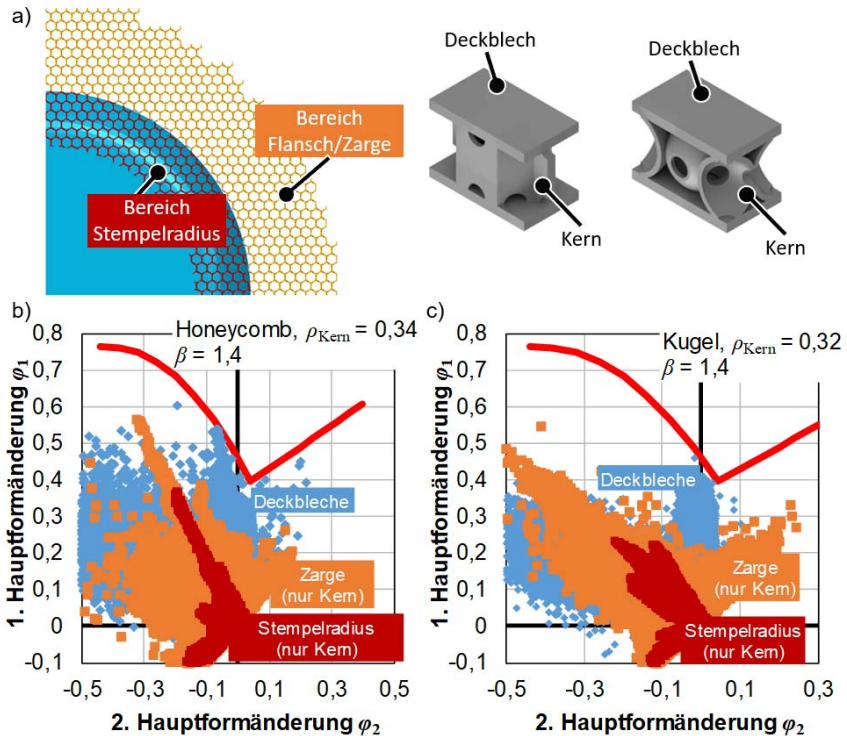


Bild 8.11: Separierte Dehnungshistorie aufgeteilt in Kern- und Deckblechbereiche, a) Betrachtete Bereiche, b) Dehnungshistorie Honeycomb, c) Dehnungshistorie Kugel

Die Kernstruktur des gezogenen Napfes ($\beta = 1,4$) ist im **Bild 8.12a** aus drei Perspektiven dargestellt. Die Deckbleche werden für eine verbesserte Visualisierung ausgeblendet. Starke Deformationen, wie das Ausbeulen oder Kollabieren der Zellwände, sind nicht sichtbar. Eine detaillierte Verlaufsdarstellung der Verformung der Kernstruktur an vier verschiedenen Stellen zeigt Bild 8.12c entsprechend der Zuordnung aus Bild 8.12b. Aus dem Verformungszustand werden zwei Hauptmerkmale ersichtlich. Die Zelle an Ort A verformt sich nahezu auf die gleiche Weise wie die Zelle an Ort C, selbiges gilt für die Zellen an den Orten B und D, wenn diese virtuell wie im **Bild 8.14a** in dieselbe Richtung gedreht werden. Die Verformung der Struktur hängt ausschließlich von ihrer Lage in der Meridianrichtung (θ) ab. Da die Verformung auf zwei Hauptrichtungen zurückgeführt werden kann, erscheint eine Charakterisierung der Einheitszellen in zwei Richtungen ausreichend. Eine weitere, bereits erwähnte Tatsache lässt sich anhand der Periodi-

zität der beobachteten Kernverformung nachweisen: Alle Informationen über die Verformungseigenschaften sind in einem 45° -Anteil des Modells enthalten. Von dort aus wiederholt sich die Verformung des Kerns rotationsperiodisch.

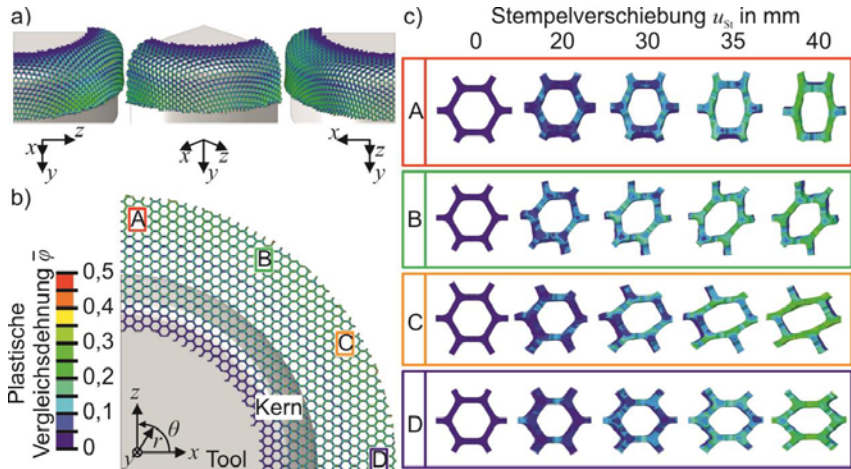


Bild 8.12: Plastische Deformation der Honeycomb-Kernstruktur für $\beta = 1,4$, a) Isometrische Darstellung des gezogenen Napfes mit ausgeblendeten Deckblechen, b) Kernschicht, c) Deformationsverlauf der Einheitszellen während der Umformung

Diese Erkenntnisse treffen ebenfalls für die Umformung der Bleche mit Kugelnkernstruktur, wie im **Bild 8.13** dargestellt, zu. Die Deformation der Kernstruktur beim Tiefziehen weist auch hier eine Periodizität in Meridianrichtung (θ) auf und die Deformation lässt sich auf zwei Fälle zurückführen (Bild 8.14b). Allgemein sind die plastischen Vergleichsformänderungen bei beiden Strukturen im Vergleich zum Deckblech mit $\bar{\varphi} \approx 0,25$ gering.

Durch die separierte Betrachtung der Deformation der Kernstruktur zeigt sich das periodische Deformationsverhalten der Kernstruktur. Über die Meridianrichtung ergeben sich zwei Deformationsmodi, die im Bild 8.14 gegenübergestellt werden. Durch dieses Erkenntnis lässt sich die Auslegung weiterer Kernstrukturen für künftige Untersuchungen vereinfachen. In einem separaten Modell muss die Kernstruktur nur diese zwei Belastungshistorien durchlaufen, um eine Einschätzung des Umformverhaltes der Kernstruktur zu gewinnen.

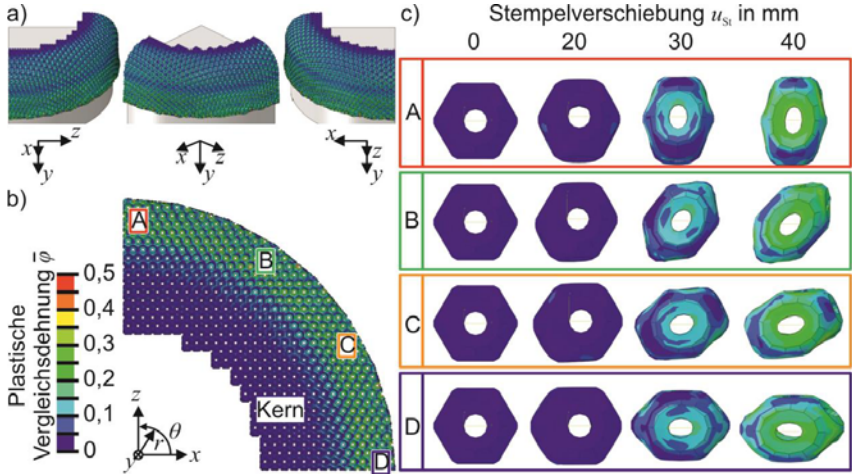


Bild 8.13: Plastische Deformation der Kugel-Kernstruktur für $\beta = 1,4$, a) Isometrische Darstellung des gezogenen Napfes mit ausgeblendeten Deckblechen, b) Kernschicht, c) Deformationsverlauf der Einheitszellen während der Umformung

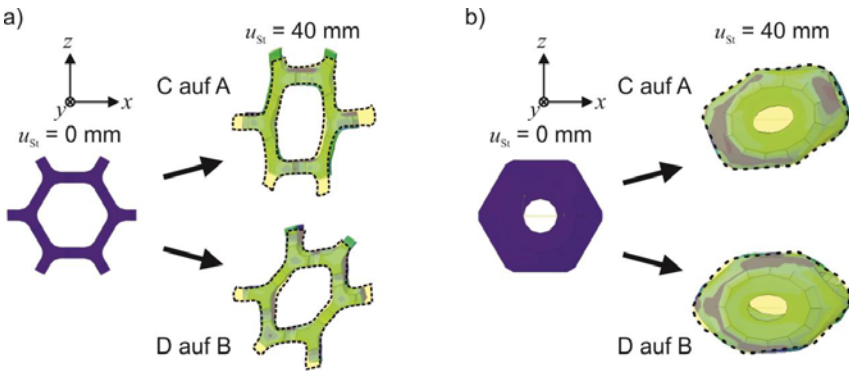


Bild 8.14: Überlagerte Deformation der Kernstrukturen von verschiedenen Stellen im tiefgezogenen Napf mit der Ziehtiefe $u_{St} = 40$ mm, a) Honeycombstruktur aus Bild 8.12, b) Kugelstruktur aus Bild 8.13

Eine Erweiterung der Untersuchungen auf Bleche mit variiertem relativer Dichte ρ_{Kern} ist für die Honeycombstruktur im Bild 8.15 und für die Kugelstruktur im **Bild 8.17** anhand der Dehnungshistorie dargestellt. Mit zunehmender Dichte ρ_{Kern} nehmen die Dehnungen in ihren Absolutwerten zu. Bei Tiefziehverhältnissen $\beta > 1,5$ treten für alle relativen

Dichten und unabhängig von der zugrundeliegenden Kernstruktur ein wahrscheinliches Versagen in den Deckblechen auf.

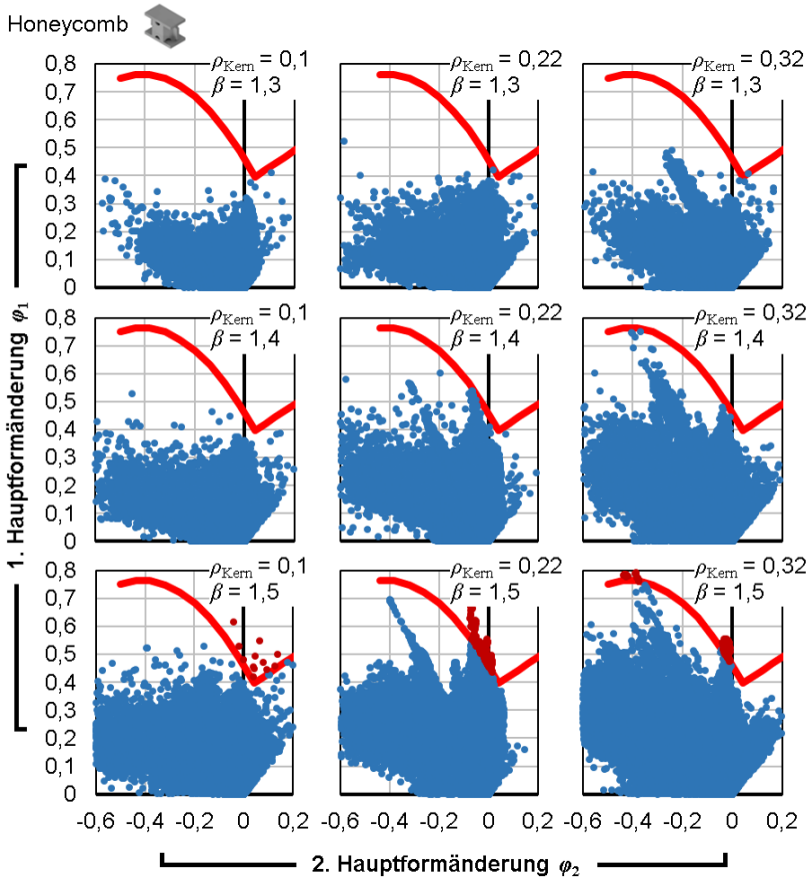


Bild 8.15: Dehnungshistorie bei strukturierten Blechen mit Honeycombkernstruktur bei Variation der relativen Kerndichte $\rho_{\text{Kern}} = [0,1; 0,22; 0,32]$ und des Tiefziehverhältnis $\beta = [1,3; 1,4; 1,5]$

Die zunehmenden Formänderungen mit steigender relativer Dichte ρ_{Kern} und Tiefziehverhältnis β sind im **Bild 8.16** für die Honeycombstruktur dargestellt. Geringere relative Dichten führen zu geringeren Dehnungskonzentrationen im Bereich der Deckbleche. Dieses Phänomen lässt sich darauf zurückführen, dass sich der Abstand zwischen den Zellwänden der Kernstruktur mit zunehmender relativer Dichte verkleinert. Daher verteilen sich die Dehnungen während des Umformvorgangs auf einen kleineren Bereich,

was schließlich größere lokale Dehnungen zur Folge hat. Hohe relative Dichten des Kerns bewirken erhöhte Vergleichsdehnungen im Zargenbereich. Durch die erhöhte Steifigkeit der Kernstruktur ist eine Verformung schwieriger, so dass die Dehnungen eher über das Deckblech übertragen werden. Kleine relative Dichten haben dagegen den Nachteil einer zu geringen Steifigkeit – besonders in Blechdickenrichtung, was schlussendlich zu einem globalen Beulversagen während der Umformung führt (Bild 8.16, $\beta = 1,5, \rho_{\text{Kern}} = 0,1$).

Honeycomb

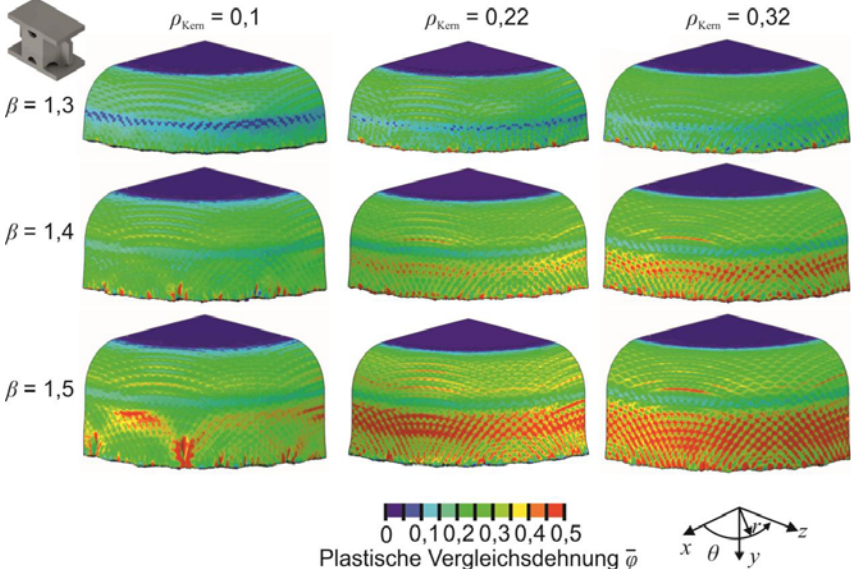


Bild 8.16: Plastische Vergleichsdehnung der tiefgezogenen Näpfe mit Honeycombkernstruktur in Abhängigkeit der relativen Dichte ρ_{Kern} und des Tiefziehverhältnisses β

Die Historien der Dehnungen für die Kugelstruktur sind im **Bild 8.17** dargestellt. Analog zur Honeycombstruktur ist das erreichbare maximale Ziehverhältnis $\beta_{\text{max}} = 1,4$. Dabei steigen die Dehnungen sowohl mit zunehmendem Ziehverhältnis, als auch mit zunehmender relativer Dichte an, was qualitativ den Ergebnissen der Tiefziehsimulationen der Honeycombstruktur entspricht.

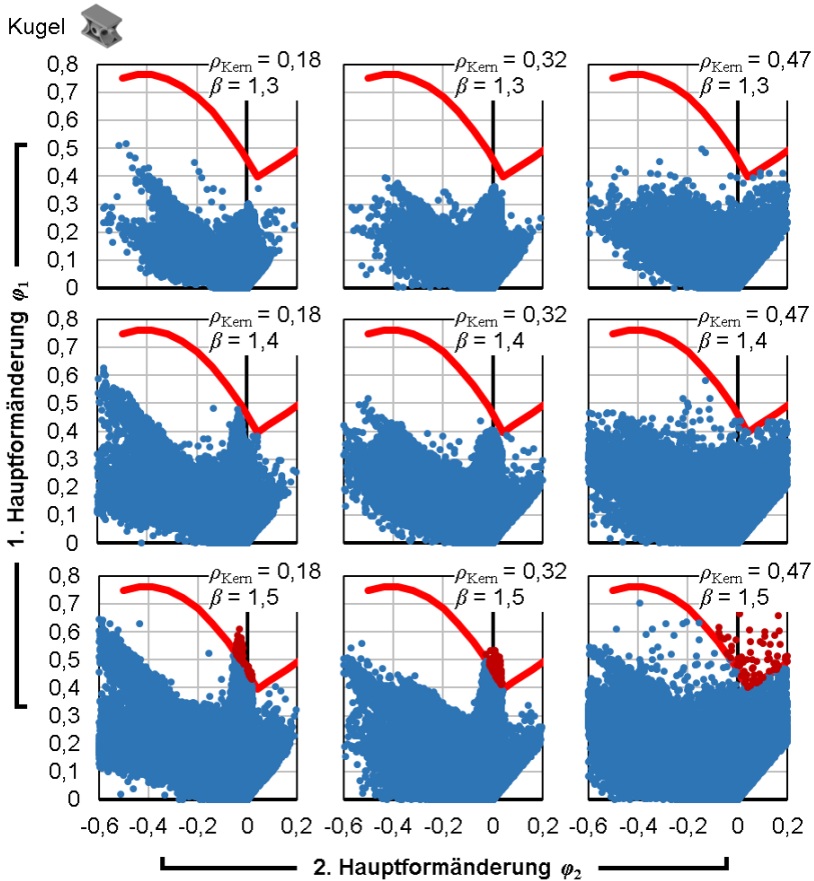


Bild 8.17: Dehnungshistorie bei strukturierten Blechen mit Kugelkernstruktur bei Variation der relativen Kerndichte $\rho_{\text{Kern}} = [0,18; 0,32; 0,47]$ und des Tiefziehverhältnis $\beta = [1,3; 1,4; 1,5]$

Im **Bild 8.18** sind die Vergleichsdehnungen für die gezogenen Näpfe mit der Kugelstruktur im Kern gezeigt. Qualitativ ergibt sich ein Ergebnis wie bei der Honeycombstruktur. Geringe relative Dichten führen bei hohen Tiefziehverhältnissen zu einem globalen Ausbeulen beim Tiefziehen, wohingegen erhöhte relative Dichten eher zu Dehnungskonzentrationen führen. Ein Unterschied bei der Kugelstruktur ergibt sich bei hohen relativen Dichten $\rho_{\text{Kern}} = 0,47$. Hier findet eine stärkere Homogenisierung der Dehnung auf der Deckblechoberfläche statt. Durch die Erhöhung der relativen Kerndichte der Kugelstruktur findet gleichzeitig eine Materialanhäufung im Randbereich der

Einheitszelle statt. Dadurch werden die Dehnungen zu einem größeren Anteil über den Kern selbst aufgenommen und verteilt.

Kugelstruktur

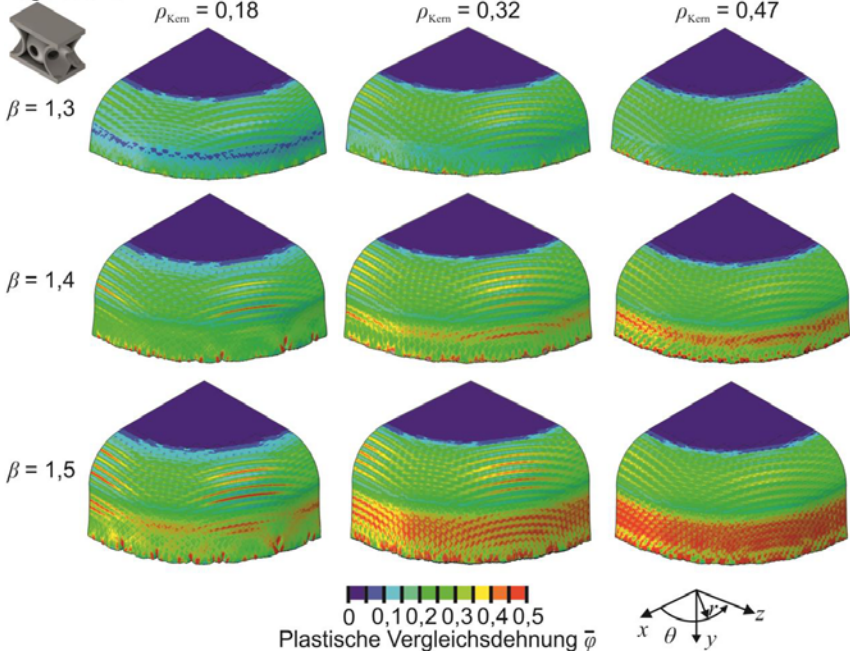


Bild 8.18: Plastische Vergleichsdehnung der gezogenen Näpfe mit Kugelkernstruktur in Abhängigkeit der relativen Dichte ρ_{Kern} und des Tiefziehverhältnisses β

Das Versagen des Napfes mit einem Honeycombkern geringer Dichte von $\rho_{\text{Kern}} = 0,1$ während des Tiefziehens ist im **Bild 8.19** dargestellt. Der Kern versagt beim Tiefziehen im Randbereich durch globales Beulen der Kernstruktur. Während der Umformung des Napfes wird das Blech in die Matrice gezogen, wodurch der Flansch in Meridionalrichtung (θ) in einen Druckspannungszustand versetzt wird. Bevor die Umformung in Meridionalrichtung beginnt, wird das Blech durch den Stempel umgeformt. Dadurch reagiert das Blech mit einer Aufwärtsbewegung im äußeren Flanschbereich und es wird gegen den Niederhalter gedrückt. Die daraus resultierenden Spannungen in Dickenrichtung führen zu einer ersten Imperfektion in den Außenwänden der Kernstruktur (Bild 8.19a). Die anschließende Umformung in Meridianrichtung resultiert in Druckspannungen, welche aufgrund der reduzierten Steifigkeit des Kerns ein plastisches Ausknicken der Deckbleche hervorrufen (Bild 8.19b). Diese anfängliche Imperfektion

entwickelt sich weiter zu einem globalen Beulphänomen der gesamten Struktur im äußeren Bereich des Flansches (**Bild 8.19c**).

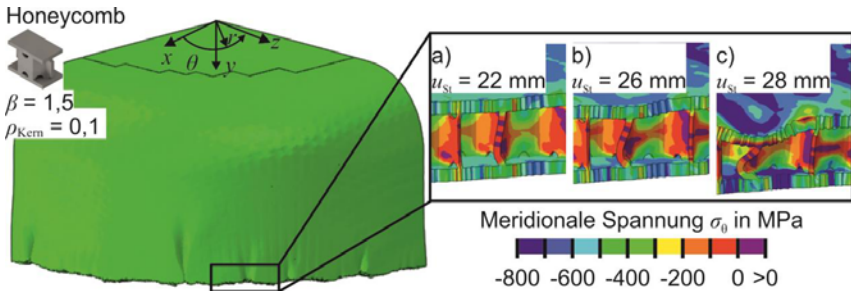


Bild 8.19: Versagen des Honeycombkerns mit geringer relativer Dichte, a-c) zeigen unterschiedliche Ziehtiefen u_{St}

Die numerischen Untersuchungen zeigen die Machbarkeit und Verfahrensgrenzen des Tiefziehens von Blechen mit strukturierter Kern auf. Prozesseinschränkungen und Versagensarten wurden zusammen mit Verformungsmerkmalen identifiziert. Dabei ist die relative Dichte der Kernschicht für die Umformbarkeit von Bedeutung, da diese die Formänderungsverteilung der Deckbleche beeinflusst. Aufgrund der geringen Formänderung im Kern selbst lässt sich schlussfolgern, dass die Deckbleche der beschränkende Faktor für die Umformbarkeit sind. Das Formänderungsvermögen der Deckbleche ist vor dem der Kernstruktur ausgeschöpft. Durch höherfeste Deckbleche mit gesteigerter Duktilität ließe sich das gesamte Formänderungsvermögen möglicherweise noch steigern.

Im folgenden Abschnitt werden die numerischen Untersuchungen mit der experimentellen Erprobung validiert und es findet eine Prozessfensterdefinition statt.

8.4 Experimentelle Erprobung des Tiefziehens

Die experimentelle Untersuchung des Tiefziehens findet mit den additiv hergestellten Blechhalbzeugen mit strukturierter Kern statt. Die Fertigung der Bleche wurde im Kapitel 8.2 erläutert. Erprobt werden Honeycombbleche mit einer relativen Dichte des Kerns $\rho_{\text{Kern}} = 0,22$ sowie Bleche mit Kugelnkernstruktur und $\rho_{\text{Kern}} = 0,32$. Die Deckblechdicke beträgt jeweils $t_f = 0,5 \text{ mm}$. Die durch das Tiefziehen hergestellten Näpfe sind im **Bild 8.20** und im **Bild 8.21** für die beiden betrachteten Kernstrukturen dargestellt. Durch die Variation der Blechdurchmesser werden die Tiefziehverhältnisse $\beta = [1,3; 1,4; 1,5]$ erreicht. Die Tiefziehoperation ist für beide Kernstrukturen bis zu $\beta = 1,4$ erfolgreich (Bild 8.20a, b und Bild 8.21a, b).

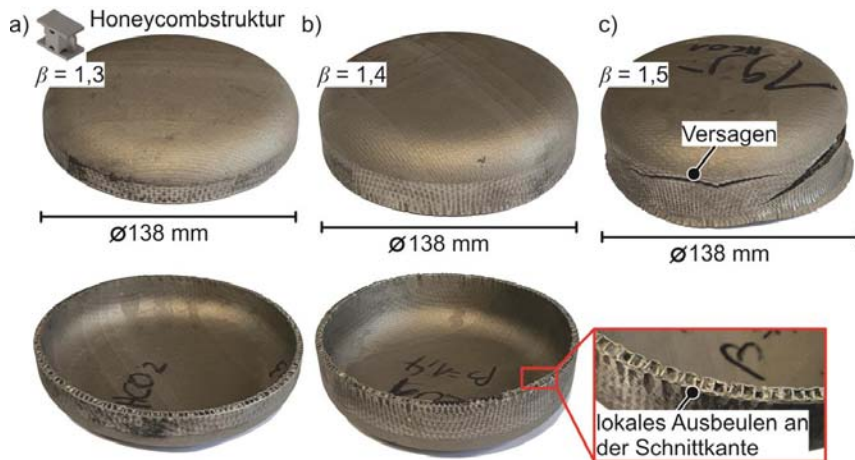


Bild 8.20: Tiefgezogene Näpfe mit Honeycombkernstruktur für eine relative Dichte der Kernstruktur $\rho_{\text{Kern}} = 0,22$ und Ziehverhältnisse von a) $\beta = 1,3$, b) $\beta = 1,4$, c) $\beta = 1,5$

Dabei treten weder Risse im Deckblech noch ein globales Beulen der Kernstruktur auf. Der äußere Bereich des Flansches zeigt Anzeichen einer lokalen Faltenbildung der Deckbleche an der Laserschneidkante. Dies ist auf eine geringere Steifigkeit der Deckbleche durch die offene Einheitszelle zurückzuführen. Daher können sich die Deckbleche in die offenen Zellen des Kerns falten (Bild 8.20b). In den Bereichen, in denen die Zellen der Kernstruktur vollständig geschlossen sind, tritt ein solches Versagen nicht auf. Bei Tiefziehverhältnissen $\beta \geq 1,5$ entstehen im Deckblech Risse, welche zu einem Versagen, wie im Bild 8.20c und **Bild 8.21c** gezeigt, führen. Die Risse bilden eine Bogenform aus, welche bereits durch die Dehnungsverteilung in den numerischen Simulationen aufgefallen und vorhergesagt werden konnte. Die Bogenform ergibt sich aus dem Materialfluss beim Tiefziehen und wird durch die inhomogene Materialverteilung der Kernschicht sichtbar. Wie im **Bild 8.22** sichtbar gemacht, werden rechteckige Abschnitte zu solchen Bogenformen verformt. Der markierte Riss im Bild 8.20c ist der erste Anriss des Materials. Danach entwickelt sich ein weiterer Riss und folglich findet eine Materialtrennung über die gesamte Dicke der Struktur statt. Der Ort dieses Versagens wird durch die vorherige numerische Simulation vorhergesagt.

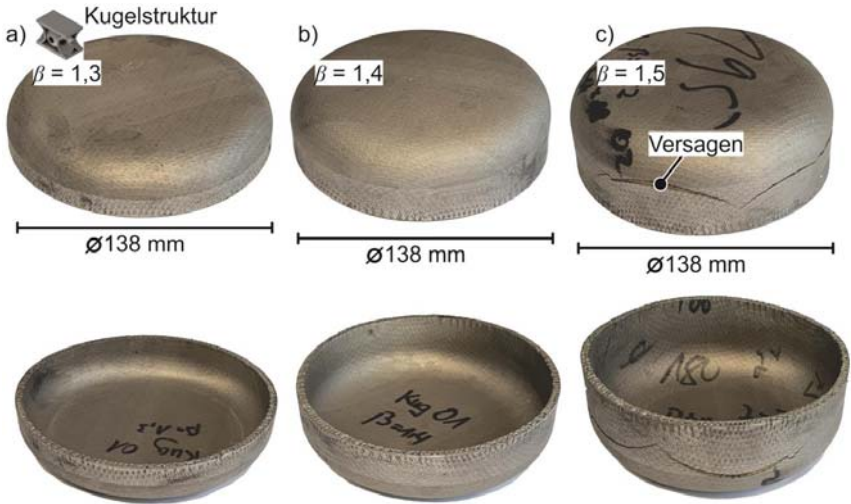


Bild 8.21: Tiefgezogene Näpfe mit Kugelkernstruktur für eine relative Dichte der Kernstruktur $\rho_{\text{Kern}} = 0,22$ und Ziehverhältnisse von a) $\beta = 1,3$, b) $\beta = 1,4$, c) $\beta = 1,5$

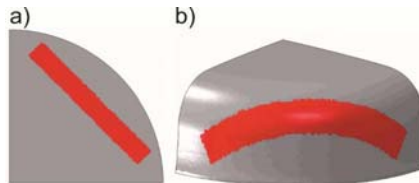


Bild 8.22: Verformung eines rechteckigen Abschnittes eines tiefgezogenen Bleches, a) vor dem Tiefziehen, b) in der Zarge des gezogenen Napfes

Die Kraftverläufe der Tiefziehexperimente im Vergleich zu den numerischen Simulationen sind im **Bild 8.23** dargestellt. Mit einer Abweichung von 5 % - 13 % kann die Simulation als validiert betrachtet werden. Für eine einfache vergleichende Prognose der Prozesskräfte wird geprüft, ob die analytische Vorhersage der maximalen Prozesskraft nach Siebel (Siebel und Beisswänger, 1955) möglich ist. Die Formel basiert auf dem Kräftegleichgewicht und berechnet die maximale Tiefziehkraft $F_{\text{Max,Siebel}}$ entsprechend Gl. (8.2). Um Siebels Gleichung auf die Umformung der strukturierten Bleche anwendbar zu machen, wird angenommen, dass sich das strukturierte Blech wie ein Vollblech verhält, jedoch mit einer reduzierten Steifigkeit. Um dies zu berücksichtigen,

werden die vorhergesagten Kräfte für den betrachteten Tiefziehprozess mit der relativen Dichte ρ_{Blech} des Bleches mit Kernstruktur multipliziert.

$$F_{\text{Max.,Siebel}} = \pi d_m H \left[e^{\mu\alpha} \left(1.1\sigma_{\text{fm},1} \ln \frac{D}{d_m} + \frac{2\mu F_{\text{BH}}}{\pi DH} \right) + \sigma_{\text{fm},2} \frac{H}{2r_d} \right] \cdot \rho_{\text{Blech}} \quad (8.2)$$

Dabei ist d_m der mittlere Napfdurchmesser, D der Flanschdurchmesser beim Auftreten der maximalen Kraft, H die Gesamtblechdicke, $\sigma_{\text{fm},1}$ die mittlere Fließspannung entsprechend der Dehnung vom Außenradius zum Innenradius des Flansches, $\sigma_{\text{fm},2}$ die mittlere Fließspannung vor und nach der Biegung des Blechs am Matrizenradius, α der Matrizenradiuswinkel, r_d der Matrizenradius und F_{BH} die Niederhalterkraft. Da mit einer konstanten Niederhalterdistanzierung gearbeitet wird, ergibt sich $F_{\text{BH}} = 0$. Die so berechnete maximale Tiefziehkraft ist im **Bild 8.23** ergänzt und zeigt eine gute Abschätzung der Prozesskräfte.

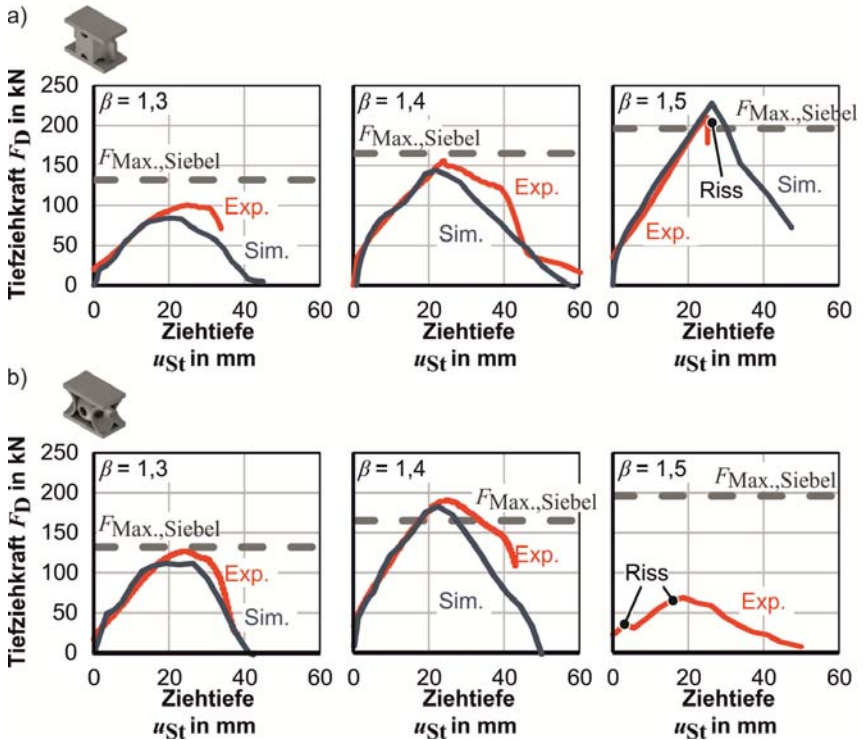


Bild 8.23: Tiefziehkräfte für die gezogenen Nöpfe und analytische Kraftabschätzung, Variation der β -Werte für a) Honeycombstruktur und b) Kugelstruktur

8.5 Prozessfenster für das Tiefziehen

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Tiefziehen lassen sich in einem Prozessfensterdiagramm zusammenfassen, welches im **Bild 8.24** dargestellt ist. Dabei sind die Honeycomb- und Kugelnkernstruktur in einem Prozessfenster kombiniert. Das Prozessfenster basiert auf den experimentellen und numerischen Ergebnissen, die vorher analysiert wurden, und gilt für relative Dichten bis $\rho_{\text{Kern}} = 0,5$. Das Diagramm zeigt mögliche Kombinationen aus der relativen Dichte der Kernstruktur und dem Tiefziehverhältnis. Die Hauptversagensarten, die auftreten können, sind Bruch der Deckbleche oder globales Beulen des gesamten Bleches. Das Grenzziehverhältnis ist für die untersuchten Bleche unabhängig von der zugrundeliegenden Kernstruktur. Das lässt darauf schließen, dass die Dicke der Deckbleche beziehungsweise die Festigkeit der Deckbleche ausschlaggebend für die Tiefziehbarkeit ist. Das gilt jedoch nur unter der Voraussetzung, dass die Kerngeometrie an sich intakt bleibt. Hier hat die Honeycombstruktur gegenüber der Kugelstruktur den Vorteil der höheren Steifigkeit in Dickenrichtung, was es dieser Struktur auch ermöglicht, bei geringen relativen Dichten noch die Umformeignung zu bewahren.

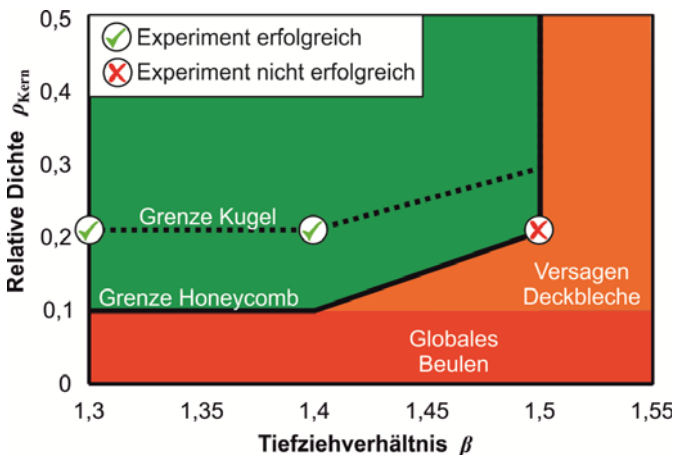


Bild 8.24: Prozessfenster für das Tiefziehen von additiv gefertigten Blechhalbzeugen mit Kernstruktur, basierend auf numerischen und experimentellen Ergebnissen

8.6 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wurden additiv gefertigte Blechhalbzeuge mit strukturiertem Kern für das Tiefziehen klassifiziert und analysiert. Aufgrund der diskreten Kernstruktur wurden Methoden für eine effiziente numerische Berechnung des Tiefziehens entwickelt. Für eine korrekte numerische Modellierung ist ein Viertelmodell des Prozesses

notwendig. Hierbei ist eine Vereinfachung des rein elastisch deformierten Napfbodens in Form eines grob vernetzten Ersatzkörpers möglich. Dadurch reduziert sich die Berechnungszeit um den Faktor zwei. Die Dehnpfade beim Umformen der Bleche mit Kernstrukturen entsprechen den Dehnpfaden der Umformung von soliden Blechen. Durch die inhomogene Materialverteilung sind die auftretenden Dehnungen insgesamt höher als bei soliden Blechen. Es wurde unabhängig von der Struktur ein Grenzziehverhältnis von $\beta_{\max} = 1,4$ identifiziert (Vollblech ohne Kernstruktur des gleichen Materials $\beta_{\max} = 1,65$). Für die Nutzung anderer Ziehverhältnisse wurde ein Prozessfenster erarbeitet. Beide betrachteten Kerngeometrien weisen Vorteile für das Tiefziehen auf. Die Honeycombstruktur erweist sich als vorteilhaft durch die vertikal zur angreifenden Kraft ausgerichteten Zellwände. Diese übertragen in direktester Art die Formänderungen der Deckbleche zueinander. In den nicht angebondenen Bereichen von Deckblech und Kern zeigt sich mit zunehmender relativer Dichte ein steigender Trend zu Lokalisierung der Formänderung. Die Kugelstruktur zeigt bei hohen relativen Kerndichten eine geringere Neigung zu Dehnungslokalisierungen im Deckblech. Durch die kugelförmige Struktur erhöht sich die Tendenz zu einem globalen Beulversagen.

Grundsätzlich lässt sich ableiten, dass Maximalwerte der Dehnung in den Bereichen der Löcher zur Pulverentfernung erreicht werden, was zu einem möglichen Riss führt. Kleine relative Dichten des Kerns resultieren in einem Versagen durch Ausknicken der Zellwände oder Materialversagen. Hohe relative Dichten im Kern erhöhen die Steifigkeit derart, dass die Deckbleche die auftretenden Umformkräfte zur Deformation der Kernschicht nicht mehr übertragen können. Die Untersuchungen zeigen, dass die tiefgezogenen Näpfe an verschiedenen Stellen unterschiedlich stark belastet werden. Durch die rein elastische Deformation des Napfbodens ist eine Vereinfachung des Simulationsmodells durch Nutzung eines Vollvolumens möglich. Darauf aufbauend kann eine Gradierung (Reduzierung der relativen Kerndichte nur im Napfboden) zu einer weiteren Steigerung des Leichtbaugrades führen - vorausgesetzt, die Anforderungen für den späteren Lastfall bleiben erfüllt.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Im folgenden Kapitel werden die wichtigsten Erkenntnisse aus dieser Arbeit in Kurzform zusammengefasst. Im Anschluss erfolgt ein Ausblick zukünftiger Themengebiete, in denen weiteres Forschungspotenzial gesehen wird.

9.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit beschreibt und analysiert erstmals die Nutzung von additiv gefertigten Blechen mit strukturiertem Kern als Blechhalbzeug für eine Umformung in Endgeometrie. Dabei werden die Bleche mit einem Leichtbaukern ausgestattet und mittels selektivem Laserstrahlschmelzen gefertigt.

Im Rahmen dieser Arbeit wird im **Kapitel 4** die neuartige Prozessroute aus additiver Fertigung der Halbzeuge mit anschließender Umformung in Endgeometrie analysiert. Bei der Fertigung von ebenen Blechen und anschließender Umformung in Endgeometrie ergibt sich eine Steigerung der Zeiteffizienz der gesamten Prozesskette von wenigstens 40 % und bis zu 360 % gegenüber der Fertigung direkt in Endgeometrie. Mit zunehmender Komplexität der herzustellenden Bauteile steigt auch die Zeiteffizienz der Prozessroute.

Die umformtechnischen Eigenschaften der additiv gefertigten Materialien werden im **Kapitel 5** erstmals charakterisiert und analysiert. Dabei werden die beiden Edelstähle GP1 und 316L sowie die Nickelbasislegierung Hastelloy X hinsichtlich ihrer Eignung für den Einsatz in umformtechnischen Anwendungen klassifiziert sowie mit ihren konventionell hergestellten Pendanten verglichen. Die additiv gefertigten Werkstoffe weisen grundlegend andere Werkstoffeigenschaften auf als jene, die durch konventionelle Walzprozesse hergestellt werden. Die Duktilität ist durchschnittlich um 20 % herabgesetzt; die Fließspannung erhöht sich bis zu einem Faktor 2. Insgesamt ist die Duktilität auf einem hohen Niveau, was die Nutzbarkeit aller Werkstoffe für umformtechnische Anwendungen ermöglicht. Die prozessorientierten Untersuchungen in Bezug auf die Umformung der Bleche mit strukturiertem Kern wurden aufgrund der geringen Neigung zu anisotropem Verhalten mit dem Edelstahl 316L durchgeführt.

Mit den ermittelten Materialkennwerten werden im **Kapitel 6** die Kernstrukturen experimentell und numerisch untersucht. Es werden die elastischen und plastischen Eigenschaften von Honeycombstrukturen, Kugelstrukturen und Tragwerksstrukturen analysiert. Dabei werden die charakteristischen Eigenschaften der jeweiligen Strukturen bei unterschiedlichen Belastungen sowie der Einfluss der verschiedenen Kernstrukturen in Abhängigkeit der relativen Kerndichte ersichtlich. Die Kernstrukturen sind so ausgelegt, dass eine additive Fertigung ohne Stützstruktur ermöglicht wird. Wichtig ist, dass das Pulver aus der additiven Fertigung im Nachgang aus den Kavitäten innerhalb der Kern-

struktur entfernt werden kann. Durch die Löcher in den Kernstrukturen ist ein homogener Querschnitt über die Dicke des Gesamtleches nicht mehr gewährleistet. Somit wird das Umformverhalten der Deckbleche negativ beeinflusst und durch Dehnungslokalisierungen reduziert. Die Honeycombstruktur weist die stabilsten plastischen Eigenschaften auf. Bei hohen relativen Dichten ist die Steifigkeit für die Umformung jedoch so hoch, dass es zu einer Materialtrennung zwischen Kern und Deckblech kommt. Bei der Kugelstruktur ist der kleinste Querschnitt in der Mittelebene der Kernstruktur im Bereich der Löcher zur Pulverentfernung. Die Materialtrennung in Form eines Risses findet somit genau mittig statt. Bei der Tragwerksstruktur treten vermehrt Knick-Instabilitäten der Kernstruktur auf.

Die Umformung der Bleche mit Kernstruktur wird im **Kapitel 7** anhand des Biegens erstmalig durchgeführt. Dabei werden zunächst die grundlegenden Eigenschaften und Effekte sowie Versagensfälle beim Biegen analysiert und in Form eines Prozessfensters ausgearbeitet. Das minimale Biegeverhältnis beträgt $R_G/H = 2,35$ (R_G : Gesenkradius, H : Gesamthöhe des Bleches), wobei der Stempelradius $R_{St} = R_G$ gilt. Hauptversagenserscheinungen sind das Reißen der Deckbleche sowie das Einfallen der Kernstruktur bei geringen relativen Dichten. Bei falscher Kombination aus Deckblechdicke und Abstand der Anbindungspunkte von Kern und Deckblech neigen die Bleche zu intrazellulärem Beulen. Das erarbeitete Prozessfenster lässt sich auf das Trapez- und U-Profilbiegen mit Niederhalter anwenden. Durch das Hin- und Zurückbiegen wird eine erhöhte Formänderung in das Material eingebracht. Dadurch kann es zu einer Erhöhung des minimal möglichen Biegeradius kommen. Für das Tiefziehen wird somit auf größere Werkzeugradien zurückgegriffen.

Das Tiefziehen von Blechen mit Kernstruktur ist im Rahmen dieser Arbeit erstmals durchgeführt worden. Die Ergebnisse sind im **Kapitel 8** aufgeführt. Es ergibt sich unabhängig von der Struktur ein Grenzziehverhältnis von $\beta_{Max} = 1,4$. Im Vergleich zu einem vollvolumigen Blech ohne Kernstruktur zeigen sich vergleichbare Dehnungshistorien, wobei die Dehnungsverteilung in den Deckblechen der strukturierten Bleche aufgrund der Kernstruktur sehr inhomogen ist.

Aufgrund der Untersuchungen zur Umformbarkeit der verschiedenen Kernstrukturen lassen sich in Bezug auf die Ausgestaltung der Kernstrukturen für umformtechnische Anwendungen die folgenden neuen übertragbaren Erkenntnisse ableiten:

- Die Kernstruktur beeinflusst die Dehnungsverteilung innerhalb der Deckbleche. Besonders der Abstand zwischen den Anbindungspunkten von Deckblech und Kern verursacht Dehnungskonzentrationen und kann beim Umformen zum Versagen führen.
- Geringe relative Dichten des Kerns führen zu einem Versagen in Dickenrichtung oder zu einem Scherversagen des Kerns während der Umformung. Hohe relative Dichten erhöhen das Biegemoment, sodass die Deckbleche dieses nicht mehr

übertragen können und es zu einem Riss in den Deckblechen kommt. Ein hybrider Ansatz zum Aufbau des Sandwichbleches mit hochfesten Deckblechen könnte hier Abhilfe schaffen.

- Der Querschnitt der Kernstruktur sollte möglichst homogen über die Dicke des Kerns sein und keine unstetigen Wandstärkesprünge aufweisen.
- Die Dehnungen in den Deckblechen werden durch die Struktur des Kerns beeinflusst. Der Übergang zwischen dem Kern und den Deckblechen sollte homogen und stetig sein. Die Verlagerung von Löchern zur Entfernung des überschüssigen Pulvers aus dem additiven Fertigungsprozess auf die Mittellinie des Kerns erhöht möglicherweise die Formbarkeit der Deckbleche aufgrund geringerer Dehnungskonzentrationen. Dies hat jedoch zur Folge, dass die Entfernung des verbleibenden Pulvers aufgrund von Hinterschneidungen wesentlich erschwert wird.

9.2 Ausblick

Aus den durchgeführten Untersuchungen resultieren weitere technologische sowie wissenschaftliche Fragestellungen. Hierzu gibt es erste Vorarbeiten aus denen weiterer Handlungsbedarf hervorgeht.¹²

Hybride Sandwichblechverbunde

Eine Möglichkeit, die vorgestellte Prozessroute (vgl. Kapitel 4) zu optimieren, besteht in der Herstellung hybrider Sandwichblechverbunde. Es wird lediglich der komplexe Kern mittels additiver Fertigung hergestellt. Die Deckbleche, als einfaches Standardblech, werden im Nachgang durch geeignete Fügemethoden mit dem Kern verbunden. Dies bietet nicht nur das Potenzial der Effizienzsteigerung, sondern auch die Möglichkeit zur Herstellung großflächiger Halbzeuge, welche die Bauraumbeschränkungen der additiven Fertigung überwinden kann. Im **Bild 9.1** sind die verschiedenen Varianten zur Verbindung dargestellt. Grundsätzlich kann zwischen einer Verbindung durch Formschluss (Bild 9.1a,c,e) und der Verbindung durch Stoffschluss unterschieden werden (Bild 9.1b,d,f). Durch die hybride Aufbaustrategie besteht die Möglichkeit, auch artfremde Werkstoffverbunde aus z.B. Aluminium und Stahl oder höchstfeste Legierungen und Stahl herzustellen.

¹² Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit Studierenden im Rahmen der folgenden Abschlussarbeiten entstanden:

Bechler, N., 2022. Formschlüssiges Fügen zur Herstellung von Sandwichblechen mit additiv gefertigtem Kern. Bachelorarbeit, TU Dortmund.

Heideck, P., 2022. Simulative Entwicklung einer topologieoptimierten Einheitszelle. Projektarbeit, TU Dortmund. Die Fertigung der Kernstrukturen fand durch Sebastian Platt am Institut für Product Engineering der Universität Duisburg-Essen von Prof. Dr. Gerd Witt statt.

verbinden. Dadurch ließen sich auch Kernstrukturen mit hoher relativer Dichte, welche ein hohes Biegemoment für die Umformung erfordern, umformtechnisch verarbeiten. Durch die stoffschlüssige Verbindung wird außerdem ein Maximalmaß an Verbindungsfestigkeit erzielt.

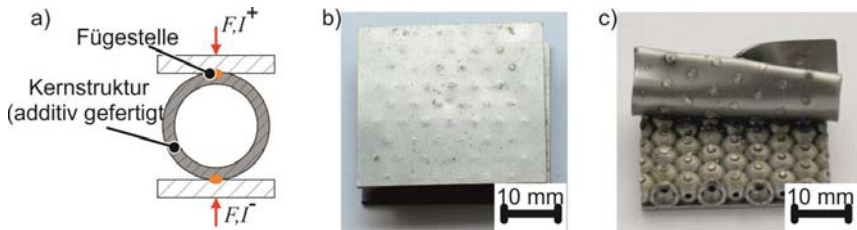


Bild 9.2: Widerstandsschweißen additiv gefertigter Kernschicht mit gewaltem Deckblech, a) Systematik, b) Geschweißte Baugruppe, c) Abschleißtest

Formschlüssige Verbindung

Die formschlüssige Verbindung von Deckblech und Kern bietet den Vorteil, dass keine zusätzlichen Anlagen oder Spezialmaschinen benötigt werden. Üblicherweise lässt sich die Umformoperation auf konventionellen Pressen durchführen. Für die Erzeugung des Formschlusses muss ein Fügeelement auf der Kernstruktur angebracht werden. Dieses kann direkt durch die additive Fertigung erzeugt werden. Im **Bild 9.3a** ist ein Zapfen zur Erzeugung der Verbindung auf einer Kugelnstruktur dargestellt. Dieser Zapfen muss fertigungsgerecht ausgestaltet sein und zugleich eine definierte Umformbarkeit aufweisen. Dadurch wird ein Formschluss zwischen dem Deckblech und der Kernstruktur ermöglicht. Das Grundkonzept des abgebildeten Zapfens basiert auf dem Ausknicken des Fügeelementes zur Erzeugung des Formschlusses.

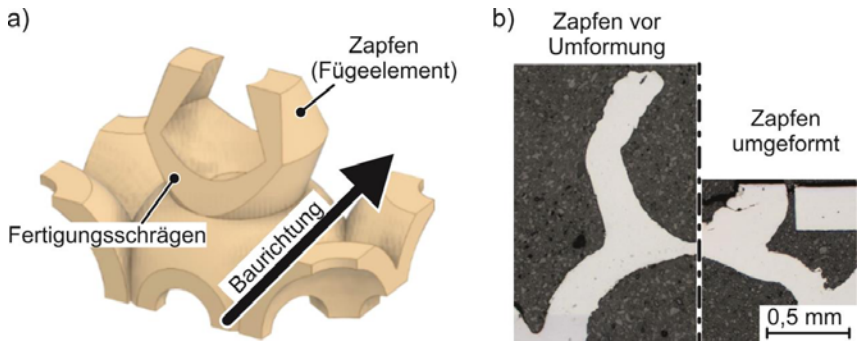


Bild 9.3: a) Zapfenverbindung für das formschlüssige Fügen, b) Schliffbild des gefertigten Zapfens

Der Zapfen wird an der Oberseite angestaucht und knickt dabei in radialer Richtung aus. Dadurch wird ein Formschluss mit dem Blech erzeugt (Bild 9.3b). Die fertigungsge- rechte Gestaltung wird durch die in Baurichtung angebrachte Fertigungsschrägen garanti- ert. Die Zapfen auf der Kernstruktur sind im **Bild 9.4a** im Querschnitt dargestellt.

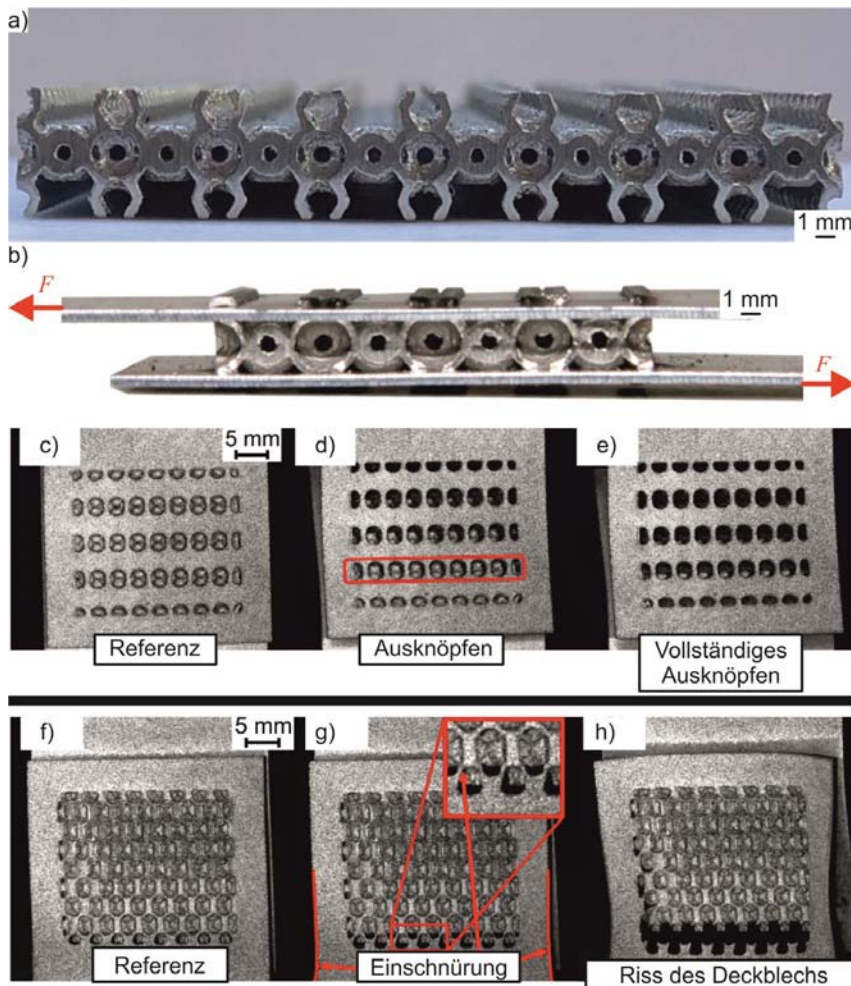


Bild 9.4: Scherzugversuch der gefügten Proben durch Formschluss, a-c) Versagensfall Ausknöpfen, d-f) Versagensfall Riss des Deckblechs

Bei der Umformung des Zapfens kommt es entweder zu einem Anlegen des Zapfens an die Innenfläche des gelochten Deckbleches (Bild 9.3b) oder zu einer Hinterschneidung

(Bild 9.4b), so dass der Zapfen auf der Oberseite des Bleches eingeformt wird. Daraus resultieren zwei Versagensfälle bei der Charakterisierung der Verbindung im Scherzugversuch (Bild 9.4c-h). Zapfen, die lediglich eine Normalspannung in Richtung der Ausschnitte im Deckblech – also keinen Hinterschnitt, sondern nur einen Kraftschluss erzeugen, versagen während der Scherung durch ein Ausknöpfen der Zapfen aus dem Deckblech (Bild 9.4c-d). Demgegenüber haben die Proben mit Hinterschnitt eine höhere Festigkeit und das Versagen tritt am Deckblech direkt in Form eines Risses auf (Bild 9.4f-h). Das bedeutet, dass in diesem Fall die Festigkeit des Deckbleches das bestimmende Maß für die Verbindungsfestigkeit ist.

Die Umformung von hybriden Sandwichblechen ist im **Bild 9.5** dargestellt. Dabei werden großflächige Halbzeuge mit den Abmessungen, wie im Bild 9.5a gezeigt, hergestellt und mittels Formschluss gefügt (Bild 9.5b).

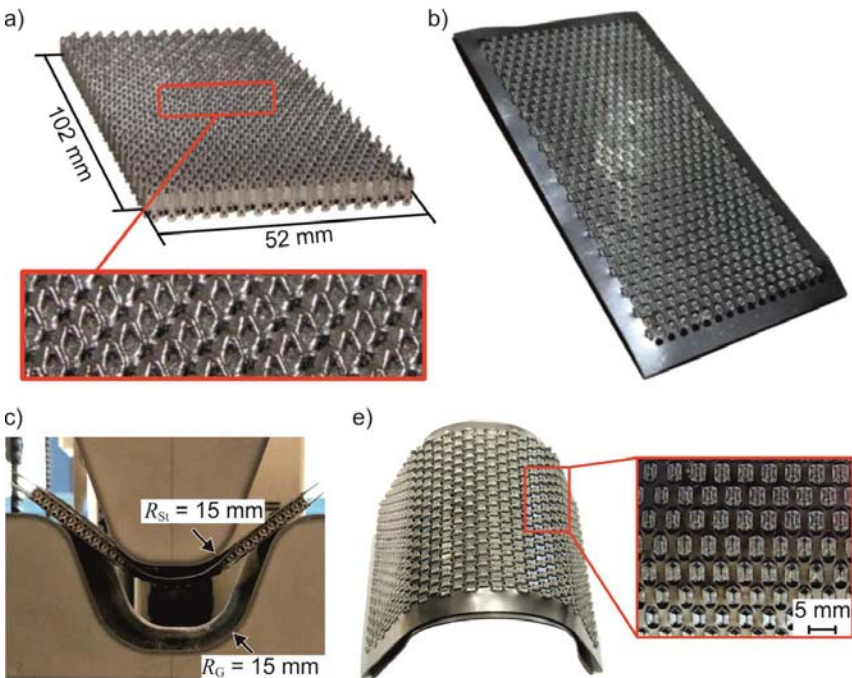


Bild 9.5: a) Großflächige Kernstruktur mit Fügezapfen, b) Gefügtes Sandwichblech, c) Umformung, d) Umgeformtes Blech mit Zapfenverbindung

In einem Gesenkbiegeversuch können die Bleche mit einem Stempelradius und Gesenkradius $R_{St} = R_G = 15 \text{ mm}$ umgeformt werden (Bild 9.5c). Dabei bleibt die Zapfenverbindung zwischen Deckblech und Kern intakt (Bild 9.5e). Weitere Fragen ergeben sich in Bezug auf die Ausgestaltung weiterer Fügegeometrien zur Erzeugung des Formschlusses. Durch die Löcher im Deckblech ist eine Dichtheit des Sandwichbleches nicht mehr gegeben. Weitere Untersuchungen könnten sich auf formschlüssige Verbindungen fokussieren, die beispielsweise ein Einwalzen des Deckbleches in Ausschnitte der Kernstruktur vorsehen – oder umgekehrt.

Topologieoptimierung

Die Topologieoptimierung bietet in Verbindung mit der additiven Fertigung eine nahezu beliebige Designfreiheit und Geometriekomplexität. Für das Finden der idealen Geometrie unter Berücksichtigung verschiedener Randbedingungen wie Umformbarkeit, Energieabsorptionsvermögen oder auch thermische und akustische Eigenschaften, können mit Hilfe der Topologieoptimierung ideale Geometrien gefunden werden. Eine Herausforderung bei der Topologieoptimierung stellt die Modellierung der Umformbarkeit dar. Robust laufen die Lösungsansätze nur mit elastischen Materialmodellen. Deswegen wird auf eine angepasste Methodik zur Lösung des Problems wie im **Bild 9.6** zurückgegriffen.

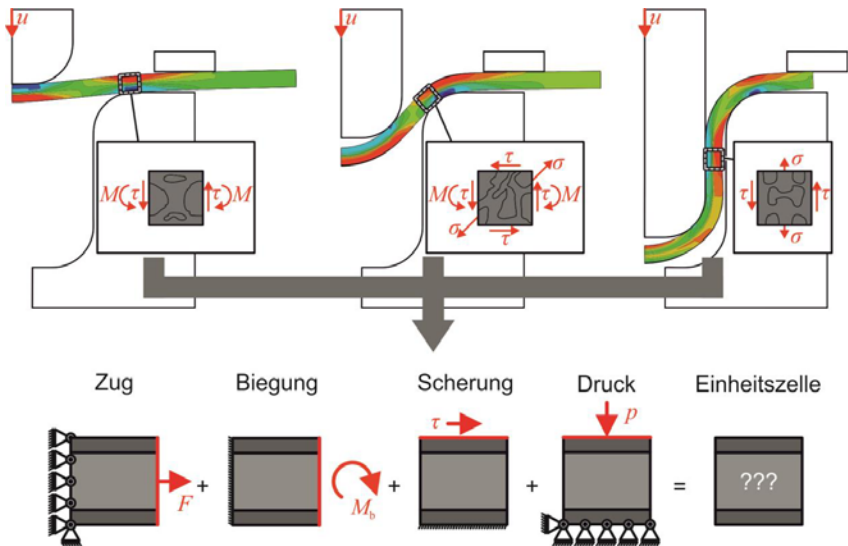


Bild 9.6: Methodik für die Durchführung der Topologieoptimierung

Dabei wird zunächst eine Umformung mit einem soliden Vollblech und elastisch-plastischen Materialmodell berechnet. Anhand der Lösung können die kritischen Lastfälle

für die Topologieoptimierung identifiziert werden. Diese sind in die Einzellastfälle Zug, Biegung, Scherung und Druck separierbar. Mit den Lastamplituden aus den elastisch-plastischen Rechnungen des Vollbleches kann die Topologieoptimierung einer Einheitszelle mit elastischem Materialmodell durchgeführt werden. Optimierungsziel dabei ist die Minimierung der Nachgiebigkeit unter Vorgabe eines Zielmassenanteils m_{TO} sowie die Beschränkung auf eine maximale Wandstärke W_{max} . Materialanhäufungen und damit einhergehende Versagensfällen während der Umformung, durch zu große Abstützlängen, sollen hierdurch vermieden werden. Die auf diesem Wege erzeugten Geometrien und die Verifizierung während der Umformung sind im **Bild 9.7** dargestellt. Dabei zeigt sich, dass unter den angegebenen Randbedingungen und Kombination der Lastfälle ein Mindestmassenanteil von $m_{TO} = 35\%$ für eine erfolgreiche Umformung notwendig ist. Weitere Ergebnisse aus der Topologieoptimierung der Einheitszellen befinden sich im **Bild B.0.1** sowie die Ergebnisse der Umformsimulationen im **Bild B.0.2**.

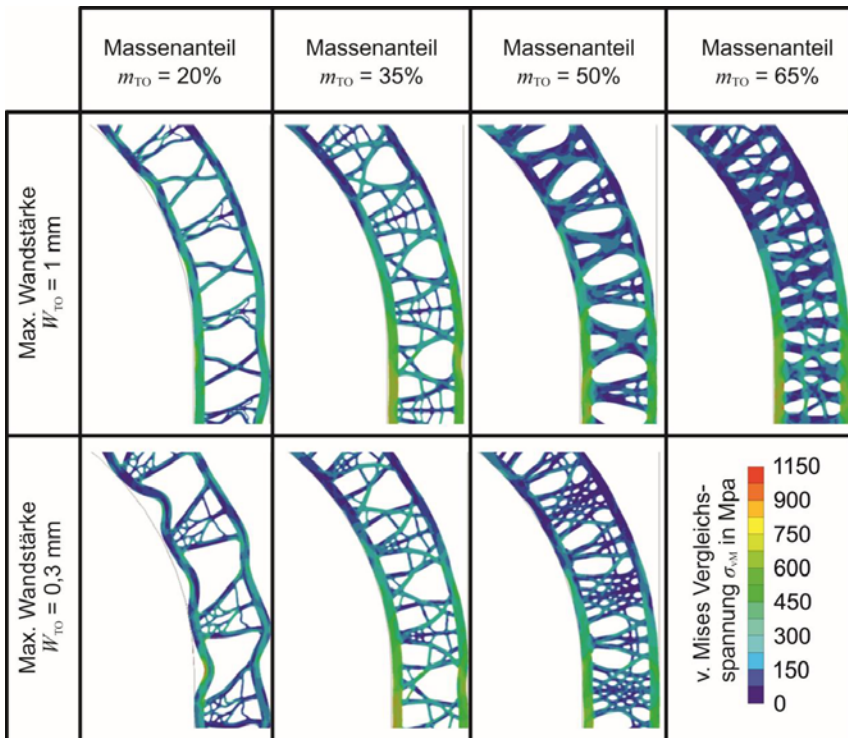


Bild 9.7: Durch die Topologieoptimierung erzeugte Geometrien während der Umformung

Weitere mögliche Arbeiten in diesem Bereich sind vielfältig und reichen von der experimentellen Erprobung bis hin zu Entwicklung neuer Solver für die Topologieoptimierung mit plastischem Materialmodell für umformtechnische Anwendungen. Gerade in diesem Bereich besteht hoher Forschungsbedarf.

Fazit zum Ausblick

Die zahlreichen weiteren Arbeiten, welche im vorangegangenen Kapitel in Ansätzen aufgezeigt wurden, verdeutlichen den weiteren Bedarf an zusätzlicher Forschung in dem Gebiet zu der Umformung von Blechen mit strukturiertem Kern sowie die Neuartigkeit dieser Thematik. Die Erhöhung der Fertigungseffizienz und Überwindung von Bau-raumbeschränkung durch die Fertigung von hybriden Halbzeugen ist ein zukunftsfähiges Thema und sollte weiter erforscht werden. Geeignete Verbindungstechniken für mehrere Kerne in einem Sandwichverbund müssen gefunden werden, um die Möglichkeit der großflächigen Halbzeugherstellung zu gewährleisten. Die großflächige Herstellung von Strukturbauteilen mit der Möglichkeit, ein hohes Maß an Funktionsintegration zu erzielen bietet großes Potenzial. Alle diese Themen lassen sich auch mit Hilfe der Topologieoptimierung vereinigen. So gilt es, weitere Methoden und Ansätze zur Modellierung der Topologieoptimierung für das Design von umformbaren Geometrien zu erarbeiten. Die Entwicklung spezieller Solver für die umformtechnische Anwendung bietet auch abseits der Sandwichblechumformung Potenzial für die allgemeine umformtechnische Anwendung.

Literaturverzeichnis

- Adam, G., 2015. Systematische Erarbeitung von Konstruktionsregeln für die additiven Fertigungsverfahren Lasersintern, Laserschmelzen und Fused Deposition Modeling. Dr.-Ing.-Dissertation. Universität Paderborn, Paderborn.
- Allen, H.G., 1969. Analysis and design of structural sandwich panels, Elsevier, Oxford.
- Ambrogio, G., Gagliardi, F., Muzzupappa, M., Filice, L., 2019. Additive-incremental forming hybrid manufacturing technique to improve customised part performance. *Journal of Manufacturing Processes* 37, S. 386–391.
- Ashby, M.F., 2011. Designing hybrid materials. In: Ashby, M.F. (Ed.), *Materials selection in mechanical design*. Butterworth-Heinemann, Elsevier, Amsterdam, S. 299–340.
- Asnafi, N., Rajalampi, J., Aspenberg, D., Alveflo, A., 2020. Production tools made by additive manufacturing through laser-based powder bed fusion. *Berg- und Hüttenmännische Monatshefte (BHM)* 165 (3), S. 125–136.
- Autodesk, 2019. Netfabb. (Software). <https://www.autodesk.de/products/netfabb>. (abgerufen am 26.07.2022).
- Bambach, M., Sviridov, A., Weisheit, A., Schleifenbaum, J., 2017. Case studies on local reinforcement of sheet metal components by laser additive manufacturing. *Metals* 7 (4), S. 113–127.
- Brenne, F., 2018. Selektives Laserschmelzen metallischer Materialien. Dr.-Ing.-Dissertation. Universität Kassel, Kassel University Press GmbH.
- Cai, Z.-Y., Liang, X.-B., Chen, Q.-M., Zhang, X., 2018a. Numerical and experimental investigations on the formability of three-dimensional aluminum alloy sandwich panels with egg-box-like cores. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 99 (4), S. 265–266.
- Cai, Z.-Y., Zhang, X., Liang, X.-B., 2018b. Multi-point forming of sandwich panels with egg-box-like cores and failure behaviors in forming process: Analytical models, numerical and experimental investigations. *Materials & Design* 160, S. 1029–1041.
- Cheng, B., Chou, K., 2015. Melt pool evolution study in selective laser melting. *Proceedings of the 26th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium*, S. 1182–1194.
- Colegrove, P.A., Coules, H.E., Fairman, J., Martina, F., Kashoob, T., Mamash, H., Cozzolino, L.D., 2013. Microstructure and residual stress improvement in wire and arc additively manufactured parts through high-pressure rolling. *Journal of Materials Processing Technology* 213 (10), S. 1782–1791.

- Conway, J.H, Burgiel, H., Goodman-Strauss, C., 2008. *The symmetries of things*, AK Peters, Wellesley, Mass.
- Cortina, M., Arrizubieta, J., Calleja, A., Ukar, E., Alberdi, A., 2018. Case study to illustrate the potential of conformal cooling channels for hot stamping dies manufactured using hybrid process of laser metal deposition (lmd) and milling. *Metals* 8 (2), S. 102–117.
- Dassault Systems, 2020. *Abaqus CAE (Software)*. Abaqus > Abaqus/CAE > Modeling techniques > Submodeling, Dassault Systems. <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus/abaquscae/>. (abgerufen am 26.07.2022).
- Davies, J.M, 2001. *Lightweight sandwich construction*, Blackwell Science Ltd, London.
- Deshpande, V.S, Ashby, M.F, Fleck, N.A, 2001. Foam topology: bending versus stretching dominated architectures. *Acta Materialia* 49 (6), S. 1035–1040.
- DIN 8580. *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*, 2003. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO/ASTM 52900. *Additive Fertigung – Grundlagen – Terminologie*, 2015. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 6892-1. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*, 2016. Deutsches Institut für Normung e.V., Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- DLR. *SLRV - Safe light regional vehicle*, 2020. <https://verkehrsforschung.dlr.de/de/projekte/ngc-slr/>. (abgerufen am 26.07.2022).
- Doege, E., Witthüser, K.-P., Grahner, R., 1981. Untersuchung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen. In: Bunk, W., Hansen, J., Geyer, M. (Eds.), *Tribologie: Reibung, Verschleiß, Schmierung*. Springer Berlin Heidelberg; Springer, Berlin, Heidelberg, S. 551–575.
- Fockele, M., Schwarze, D., 1999. *Vorrichtung zur Herstellung eines Formkörpers durch schichtweises Aufbauen aus pulverförmigem, insbesondere metallischem Werkstoff*. Deutsches Patent. DE19905067A.
- Gäumann, M., Henry, S., Cléton, F., Wagnière, J.-D., Kurz, W., 1999. Epitaxial laser metal forming: analysis of microstructure formation. *Materials Science and Engineering: A* 271 (1), S. 232–241.
- Gebhardt, A., Kessler, J., Thurn, L., 2016. *3D-Drucken: Grundlagen und Anwendungen des Additive Manufacturing (AM)*, 2. Auflage, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München.
- Gibson, I., Rosen, D., Stucker, B., 2015. *Additive manufacturing technologies: 3D printing, rapid prototyping and direct digital manufacturing*, Springer, New York.

- Gross, D., Hauger, W., Schröder, J., Wall, W.A., 2014. Technische Mechanik 2. Elastostatik, 12. Auflage, Springer Vieweg, Berlin.
- Halimah, P.N, Santosa, S.P, Jusuf, A., Dirgantara, T., 2019. The concept of sandwich panel structures for battery protections in electric vehicles subjected to ground impact. In: Engineers, I.o.E.a.E. (Ed.), ICEVT - 2018 5th International conference on electric vehicular technology, Surakarta, Indonesia, S. 142–146.
- Hölker, R., 2014. Additiv hergestellte Werkzeuge mit lokaler Innenkühlung zur Produktivitätssteigerung beim Aluminium-Strangpressen. Dr.-Ing.-Dissertation. TU Dortmund, Shaker Verlag, Aachen.
- Hölker, R., Khalifa, N.B., Tekkaya, A.E., 2014. Method and device for the combined production of components by means of incremental sheet forming and additive methods in one clamping setup. Deutsches Patent. WO2016045651A1.
- Hölker, R., Tekkaya, A.E, 2016. Advancements in the manufacturing of dies for hot aluminum extrusion with conformal cooling channels. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 83 5-8, S. 1209–1220.
- Hwang, J.-S., Choi, T.-G., Lyu, M.-Y., Yang, D.-Y., 2015. Investigation for the bending modes of a semi-circular pyramidal kagome sandwich structure and the bending load calculation. Composite Structures 134 (134), S. 10–17.
- Johnson, J.B, Turneaure, F.E, Bryan C.W., 1894. The theory and practice of modern framed structures, John Wiley, New York.
- Junker, D., Hentschel, O., Schmidt, M., Merklein, M., 2015. Qualification of laser based additive production for manufacturing of forging tools. MATEC Web of Conferences 21.
- Karbasian, H., Tekkaya, A.E, 2010. A review on hot stamping. Journal of Materials Processing Technology 210 (15), S. 2103–2118.
- Kathiravan, S., Naveen Sait, A., Ravichandran, M., 2016. Experimental investigations on stretchability of an austenitic stainless steel 316L. Iran Journal of Materials Forming 3, S. 55–64.
- Klein, B., 2013. Leichtbau-Konstruktion, Springer Fachmedien, Wiesbaden.
- Korte, B., Vygen, J., 2006. Combinatorial optimization: Theory and algorithms, 3. Auflage, Springer, Berlin Heidelberg.
- Kunieda, M., Nakagawa, T., 1984. Manufacturing of laminated deep drawing dies by laser beam cutting. Advanced Technology of Plasticity 1, S. 520–525.
- Lakes, R., 1987. Foam Structures with a Negative Poisson's Ratio. Science (New York, N.Y.) 235 (4792), S. 1038–1040.

- Lange, K. (Ed.), 1990. Blechbearbeitung, 2. Auflage, Springer, Berlin.
- Lehmhus, D., Aumund-Kopp, C., Petzoldt, F., Godlinski, D., Haberkorn, A., Zöllmer, V., Busse, M., 2016. Customized smartness: A survey on links between additive manufacturing and sensor integration. *Procedia Technology* 26, S. 284–301.
- Leopoldina, Nationale Akademie der Wissenschaften, 2020. Additive Fertigung - Entwicklungen, Möglichkeiten und Herausforderungen.
- Liang, X.-B., Cai, Z.-Y., Zhang, X., 2018. Forming characteristics analysis and spring-back prediction of bi-directional trapezoidal sandwich panels in the multi-point bend-forming. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 49 (3), S. 155–167.
- Liang, X.-B., Cai, Z.-Y., Zhang, X., Gao, J.-X., 2020. Plastic forming of the doubly curved surfaces of sandwich plates with bi-directionally trapezoidal cores of different sizes. *Thin-Walled Structures* 146, S. 106–117.
- Mahmoudi, M., Elwany, A., Yadollahi, A., Thompson, S.M, Bian, L., Shamsaei, N., 2017. Mechanical properties and microstructural characterization of selective laser melted 17-4 PH stainless steel. *Rapid Prototyping Journal* 23 (2), S. 280–294.
- Materialise. Volume-E: Additively manufactured drone, 2021. https://www.materialise.com/sites/default/files/styles/focus_background/public/image-uploads/pages/Cases/Software/drone_cover_3.jpg?itok=nJVmcTKq. (abgerufen am 26.07.2022).
- Mercelis, P., Kruth, J.-P., 2006. Residual stresses in selective laser sintering and selective laser melting. *Rapid Prototyping Journal* 12 (5), S. 254–265.
- Merklein, M., Junker, D., Schaub, A., Neubauer, F., 2016. Hybrid additive manufacturing technologies – an analysis regarding potentials and applications. *Physics Procedia* 83, S. 549–559.
- Merklein, M., Plettke, R., Junker, D., Schaub, A., Ahuja, B., 2015. Mechanical testing of additive manufactured metal parts. *Key Engineering Materials* 651, S. 713–718.
- Merklein, M., Schulte, R., Papke, T., 2021. An innovative process combination of additive manufacturing and sheet bulk metal forming for manufacturing a functional hybrid part. *Journal of Materials Processing Technology* 291, S. 117–132.
- Meya, R., 2020. Schädigungskontrolliertes Blechbiegen mittels Druckspannungsüberlagerung. Dr.-Ing.-Dissertation. TU Dortmund, Shaker Verlag, Aachen.
- Mohr, D., 2003. Experimental investigation and constitutive modeling of metallic honeycombs in sandwich structures. Dr.-Ing.-Dissertation. Massachusetts Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering.

- Mohr, D., 2005. On the role of shear strength in sandwich sheet forming. *International Journal of Solids and Structures* 42 (5-6), S. 1491–1512.
- Mohr, D., Straza, G., 2005. Development of formable all-metal sandwich sheets for automotive applications. *Advanced Engineering Materials* 7 (4), S. 243–246.
- Müller, B. Konturnahe Temperierung beim Presshärten, 2013. http://www.iwu.fraunhofer.de/content/dam/iwu/de/documents/Messen/220_2013_HZ_Konturnahe_Temperierung_Presshaerten.pdf. (abgerufen am 26.07.2022).
- Müller, B., Hund, R., Malek, R., Gebauer, M., Polster, S., Kotzian, M., Neugebauer, R., 2013. Added value in tooling for sheet metal forming through additive manufacturing. Vortrag bei der International Conference on Competitive Manufacturing, Stellenbosch.
- Münstermann, S., Clausmeyer, T., Hering, O., Tekkaya, A.E, Samfaß, L., Walther, F., 2018. Methoden zur Bewertung der Leistungsfähigkeit. Vortrag beim 1. Industriekolloquium des TR188, Dortmund.
- Nutzmann, M., 2007. Umformung von Mehrschichtverbundblechen für Leichtbauteile im Fahrzeugbau. Dr.-Ing.-Dissertation. Technische Hochschule Aachen, Shaker Verlag, Aachen.
- Ogden, H.R, Houck, J.A, Abraham, L.H, Jaffee, R.I, 1965. Formable sandwich structures for aerospace applications. In: Otte, H.M., Locke, S.R. (Eds.), *Materials science research*. Springer, Boston, S. 177–191.
- Omairey, S.L, Dunning, P.D, Sriramula, S., 2019. Development of an ABAQUS plugin tool for periodic RVE homogenisation. *Engineering with Computers* 35 (2), S. 567–577.
- Pflug, J., 2016. Coretinium®: a new Tata steel material based on EconCore's innovative ThermHex technology. *Reinforced Plastics* 60 (2), S. 107–109.
- Plascore. Honeycomb fabrication, 2021. <https://www.plascore.com/markets/aviation-aerospace/honeycomb-fabrication/>. (abgerufen am 26.07.2022).
- Pragana, J.PM, Cristino, V.AM, Bragança, I.MF, Silva, C.MA, Martins, P.AF, 2020a. Integration of forming operations on hybrid additive manufacturing systems based on fusion welding. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 7 (3), S. 595–607.
- Pragana, J.PM, Rosenthal, S., Bragança, I.MF, Silva, C.MA, Tekkaya, A.E, Martins, P.AF, 2020b. Hybrid additive manufacturing of collector coins. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 4 (4), S. 115–127.
- Qiao, J., 2018. Deepnest.io (Software). Open source nesting software. <https://github.com/Jack000/Deepnest>. (abgerufen am 07.10.2020).

- Rosenthal, S., Hahn, M., Tekkaya, A.E, 2019a. Simulation approach for three-point plastic bending of additively manufactured Hastelloy X sheets. *Procedia Manufacturing* 34, S. 475–481.
- Rosenthal, S., Hahn, M., Tekkaya, A.E, Platt, S., Kleszczynski, S., Witt, G., 2022. Speeding up additive manufacturing by means of forming for sheet components with core structures. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 9 (4), S. 1021–1034.
- Rosenthal, S., Platt, S., Hölker-Jäger, R., Gies, S., Kleszczynski, S., Tekkaya, A.E, Witt, G., 2019b. Forming properties of additively manufactured monolithic Hastelloy X sheets. *Materials Science and Engineering: A* 753, S. 300–316.
- Shehrt, J.T, 2010. Möglichkeiten und Grenzen bei der generativen Herstellung metallischer Bauteile durch das Strahlschmelzverfahren. Dr.-Ing.-Dissertation, Shaker Verlag, Aachen.
- Seong, D.Y, Jung, C.G, Yang, D.Y, Ahn, J., Na, S.J, Chung, W.J, Kim, J.H, 2010a. Analysis of core shear stress in welded deformable sandwich plates to prevent debonding failure during u-bending. *Journal of Materials Processing Technology* 210 (9), S. 1171–1179.
- Seong, D.Y, Jung, C.G, Yang, D.Y, Kim, J.H, Chung, W.J, Lee, M.Y, 2010b. Bendable metallic sandwich plates with a sheared dimple core. *Scripta Materialia* 63 (1), S. 81–84.
- Seong, D.-Y., JUNG, C.G, Yang, D.-Y., AHN, D.G, 2008. Bending behavior of simply supported metallic sandwich plates with dimpled cores. *International Journal of Modern Physics B* 22, S. 6179–6184.
- Siebel, E., Beisswänger, H., 1955. Tiefziehen: Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Tiefziehens im Auftrage der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung, Hanser-Verlag, München.
- Silva, C.MA, Bragança, I.MF, Cabrita, A., Quintino, L., Martins, P.AF, 2017. Formability of a wire arc deposited aluminium alloy. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 39 (10), S. 4059–4068.
- Strong, D., Sirichakwal, I., Manogharan, G.P, Wakefield, T., 2017. Current state and potential of additive – hybrid manufacturing for metal parts. *Rapid Prototyping Journal* 23 (3), S. 577–588.
- Tata Steel. Coretinium, 2015. <https://www.tatasteeleurope.com/de/ingenieurwesen/produkte/coretinium>. (abgerufen am 26.07.2022).
- Tebaay, L.M, Hahn, M., Tekkaya, A.E, 2020. Distortion and dilution behavior for laser metal deposition onto thin sheet metals. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 7 (3), S. 625–634.

- Thijs, L., Montero Sistiaga, M.L, Wauthle, R., Xie, Q., Kruth, J.-P., van Humbeeck, J., 2013. Strong morphological and crystallographic texture and resulting yield strength anisotropy in selective laser melted tantalum. *Acta Materialia* 61 (12), S. 4657–4668.
- Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E, 2018. Material characterization for plane and curved sheets using the in-plane torsion test – An overview. *Journal of Materials Processing Technology* 257 (1), S. 278–287.
- VDI 3405. Additive Fertigungsverfahren - Strahlschmelzen metallischer Bauteile - Qualifizierung, Qualitätssicherung und Nachbearbeitung, 2013. VDI Verein Deutscher Ingenieure, Beuth Verlag GmbH, Berlin.
- Wadley, H.NG, 2006. Multifunctional periodic cellular metals. *Philosophical transactions. Series A, Mathematical, physical, and engineering sciences* 364 (1838), S. 31–68.
- Wei, H.L, Mazumder, J., DebRoy, T., 2015. Evolution of solidification texture during additive manufacturing. *Scientific reports* 5, S. 164–172.
- Zenkert, D., 1997. An introduction to sandwich construction, Engineering Materials Advisory Services Ltd. (EMAS), Warley, West Midlands.
- Zhu, F., Lu, G., Ruan, D., Wang, Z., Zhu, F., Lu, G., Ruan, D., Wang, Z., 2010. Plastic deformation, failure and energy absorption of sandwich structures with metallic cellular cores. *International Journal of Protective Structures* 1 (4), S. 507–541.

Anhang A: Koeffizienten zur Bestimmung der Ersatzsteifigkeiten

Die Koeffizienten für einen quadratischen Fit zur Bestimmung der elastischen Kenngrößen sind in **Tabelle A1** dargestellt. Diese eignen sich zur Bestimmung beliebiger Steifigkeits-Ersatzkenngrößen für die betrachteten Einheitszellen nach Gl. (6.2).

Tabelle A1: Koeffizienten für den quadratischen Fit zur Bestimmung der elastischen Ersatzkenngrößen der Einheitszellen unter Zug, Druck und Scherung.

		E_{xx}	E_{yy}	E_{zz}	G_{xy}	G_{xz}	G_{yz}	ν_{xy}	ν_{xz}	ν_{yx}	ν_{yz}	ν_{zx}	ν_{zy}
Kugel	J	303191	314134	303557	78399	103478	78370	0,0868	-0,0587	0,0527	0,0527	-0,057	0,0894
	M	-147574	-160473	-148045	-14092	-43976	-14060	-0,23	0,493	-0,14	-0,148	0,49	-0,23
	N	29151	31020	29253	5234	9991	5230	0,47	-0,1	0,42	0,42	-0,1	0,47
Tragwerk	J	260721	231349	259525	73380	88139	54944	0,212	0,212	0,0399	0,0612	0,2902	-0,5251
	M	-82220	-50789	-81032	-5069	-2328	13146	-0,245	-0,2454	0,2238	0,2967	-0,613	0,8363
	N	6252	4352	6263	1182	4713	1385	0,3467	0,3467	0,0801	-0,012	0,6303	0,0048
Honeycomb	J	260721	231349	259525	73380	88139	54944	0,212	0,212	0,0399	0,0612	0,2902	-0,5251
	M	-82220	-50789	-81032	-5069	-2329	13146	-0,245	-0,2454	0,2238	0,2967	-0,613	0,8363
	N	6252	4352	6263	1182	4713	1385	0,3467	0,3467	0,0801	-0,012	0,6303	0,0048

Anhang B: Ergebnisse der Topologieoptimierung

Weitere Ergebnisse der Topologieoptimierung sind im Folgenden dargestellt. Im **Bild B.0.1** sind die Optimierungsergebnisse der Einheitszellen unter Belastung dargestellt. Das Optimierungsziel ist eine maximale Steifigkeit bei einem konstanten Massenanteil m_{TO} zu erreichen. Als Obergrenze für den Massenanteil wurde $m_{TO} = 65\%$ gewählt. Die Formen, die sich einstellen zeigen grundlegend einen ähnlichen Aufbau. Mit zunehmender Anzahl der Berechnungsiterationen der Topologieoptimierung, verändert sich die Geometrie hin zu einem fein strukturierten Aufbau mit vielen Verstrebrungen.

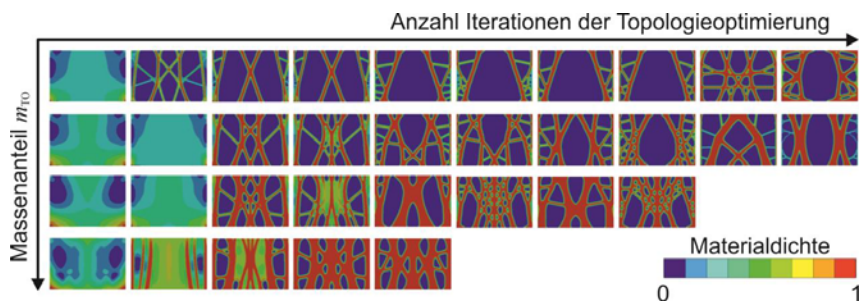


Bild B.0.1: Ergebnis der topologieoptimierten Einheitszellen

Im **Bild B.0.2** sind die umgeformten Bleche mit den Ergebnissen der Topologieoptimierten Einheitszelle dargestellt. Die Umformbarkeit steigt mit zunehmendem Massenanteil und zunehmender Wandstärke an.

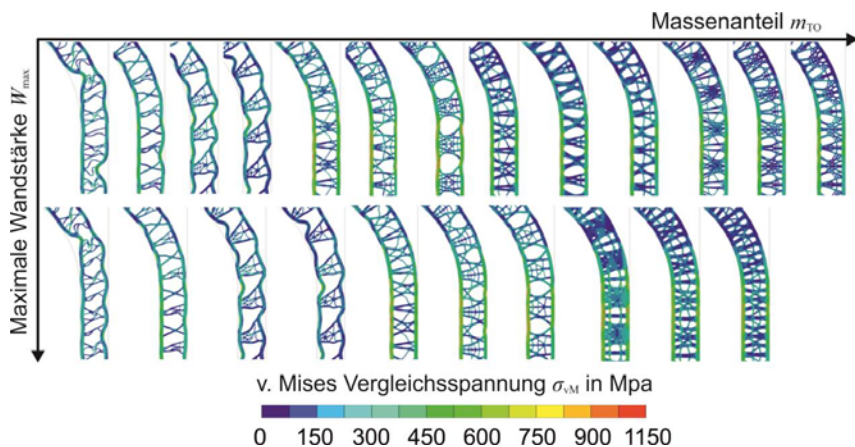


Bild B.0.2: Ergebnis der Umformung mit den aus der Topologieoptimierung stammenden Einheitszellen

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Stephan Rosenthal
Geburtsdatum	25.01.1991
Geburtsort	Iserlohn
Staatsangehörigkeit	deutsch

Beruflicher Werdegang

seit 02/2022	Manager des ReCIMP (Research Center for Industrial Metal Processing), Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
seit 01/2017	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund

Akademische Ausbildung

10/2011 – 02/2015	Bachelorstudium Maschinenbau, Technische Universität Hamburg-Harburg
03/2015 – 12/2016	Masterstudium Maschinenbau, Technische Universität Hamburg-Harburg, Vertiefungsrichtung: Produktentwicklung, Werkstoffe und Produktion

Schulische Ausbildung

10/2001 – 08/2011	Friedrich-Leopold-Woeste Gymnasium Hemer, Abschluss: Allgemeine Hochschulreife
-------------------	--

Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:

- A. Adelhof: Komponenten einer flexiblen Fertigung beim Profiltrunden.
ISBN 3-86111-601-4
- G. Reil: Prozeßregelung numerisch gesteuerter Umformmaschinen mit Fuzzy Logic. ISBN 3-86111-862-9
- F. Maevus: Rechnerintegrierte Blechteilefertigung am Beispiel des Gesenkbiegens. ISBN 3-8265-0104-7
- R. Warstat: Optimierung der Produktqualität und Steigerung der Flexibilität beim CNC-Schwenkbiegen. ISBN 3-8265-1170-0
- H. Sulaiman: Erweiterung der Einsetzbarkeit von Gesenkbiegepressen durch die Entwicklung von Sonderwerkzeugen. ISBN 3-8265-1443-2
- Ch. Smatloch: Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen. ISBN 3-8265-1465-3
- T. Straßmann: Prozeßführung für das Walzrunden auf der Basis Neuronaler Netze. ISBN 3-8265-1966-3
- L. Keßler: Simulation der Umformung organisch beschichteter Feibleche 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. Kolley: Finite-Element-Simulation wirkmedienbasierter Blechumformverfahren als Teil einer virtuellen Fertigung. ISBN 3-8265-6566-5
- T. Weidner: Untersuchungen zu Verfahren und Werkzeugsystemen der wirkmedienbasierten Blechumformung. ISBN 3-8265-6602-5
- W. Homberg: Untersuchungen zur Hochdruckblechumformung und deren Verfahrenskomponenten. ISBN 3-8265-8684-0

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

G. Sebastiani: Erweiterung der Prozessgrenzen inkrementeller 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: Glattwalzen beschichteter Oberflächen.
ISBN 978-3-84440-5419-4

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 Profilverformen.
ISBN 978-3-8440-5889-5

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

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

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

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

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

C. H. Lötze 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

