

BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

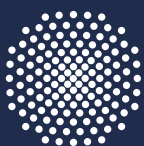
IFU

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Ranko Radonjić

87

Kompensationsstrategien von
Rückfederungseffekten beim Umformen
von hochfesten Stahlblechwerkstoffen



Universität Stuttgart

Kompensationsstrategien von Rückfedereffekten beim Umformen von hochfesten Stahlblechwerkstoffen

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Ranko Radonjić
aus Dobož, Bosnien und Herzegowina

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya
Tag der mündlichen Prüfung: 26.06.2020

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart
2020

Mr. Ranko Radonjić, dipl.inž.
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

D93

ISBN 978-3-946818-12-0

Institut für Umformtechnik

Universität Stuttgart
Holzgartenstraße 17
70174 Stuttgart
www.ifu.uni-stuttgart.de

Printed in Germany

Geleitwort des Herausgebers

Die langjährige Buchreihe „Beiträge zur Umformtechnik“ enthält Forschungsberichte und abgeschlossene Dissertationen, die am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart aus einer mehrjährigen wissenschaftlichen Arbeit zu einem Forschungsthema aus der Umformtechnik entstanden sind. Auch sind in dieser Buchreihe Abschlussberichte von Forschungsarbeiten zu aktuellen Fragestellungen der Umformtechnik enthalten.

Umformen ist die gezielte Änderung der Form, der Oberfläche und der Eigenschaften eines metallischen Körpers unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhalt.

Diese Definition für das Umformen von metallischen Körpern in Anlehnung an DIN 8580 beschreibt nicht nur die gezielte Änderung der Form, sondern auch die der Oberfläche und der Eigenschaften des Produktes durch den Umformvorgang. Die Technik des Umformens befasst sich daher nicht nur mit Arbeiten zur Erlangung eines vertieften Prozessverständnisses und der Auslegung von Betriebsmitteln, sondern auch mit Methoden für eine zuverlässige Vorausbestimmbarkeit der finalen Produkteigenschaften. Dabei kommt der mathematischen Beschreibung des Umformvorganges und der Modellierung grundlegender physikalischer Phänomene wie z.B. der verfahrensspezifischen Tribologie und dem Werkstoffverhalten eine besondere Bedeutung bzgl. der Güte von numerischen Simulationsrechnungen mit der Methode der Finiten Elemente (FEM) zu.

Oftmals geht dabei die intuitive, auf aktuellen Grundlagenerkenntnissen basierende Forschung in der Umformtechnik mit einer experimentellen bzw. empirisch basierten Herangehensweise an neue Fragestellungen einher. Die dabei erzielten Forschungsergebnisse dienen dem allgemeinen Wissenserwerb und dem Grundlagenverständnis von werkstofflichen und verfahrensspezifischen Phänomenen und Zusammenhängen. Solche Arbeiten sind somit nicht nur für Wissenschaftler, sondern auch für die in der Praxis stehenden Ingenieure von grundsätzlicher Bedeutung.

Kurze Entwicklungszeiten für neue Produkte der Umformtechnik einerseits und veränderte Wertschöpfungsketten, die Dynamik von Märkten, neue Technologien sowie veränderte Randbedingungen andererseits erfordern in den Unternehmen heute eine Intensivierung von spezifischer Forschung. Auch gewinnt das schnelle Lernen im Umfeld von Produktionstechnologien in den sich volatil verändernden, oftmals globalen Wertschöpfungsketten immer mehr an Bedeutung. Moderne Forschungsstellen stehen daher im engen Dialog mit solchen Unternehmen und sind in beide Prozesse eingebunden: zum einen in die Grundlagenforschung mit Blick auf Werkstoffe, Verfahren und Maschinen der Umformtechnik und zum anderen in vorwettbewerbliche bzw. anwendungsorientierte integrierte Lösungen über neue Prozessketten hinweg.

Motivation für die Herausgabe dieser Berichte ist die Publikation solcher grundlagenorientierten und auch praxisorientierten Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, die an meinem Institut entstehen. Ein weiteres Ziel der Buchreihe ist das Bereitstellen eines aktuellen Wissens- und Kenntnisstandes für weiterführende wissenschaftliche Arbeiten auf internationalem Niveau.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart.

Herrn Professor Dr.-Ing. Dr. h.c. M. Liewald MBA, Leiter des Instituts für Umformtechnik der Universität Stuttgart, danke ich sehr herzlich für das mir entgegengebrachte Vertrauen, seine großzügige Unterstützung und wissenschaftliche Betreuung, die meine wissenschaftliche Arbeit wesentlich geprägt haben.

Für die Übernahme des Mitberichts bin ich Herrn Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. E. Tekkaya, Leiter des Instituts für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund, sehr dankbar.

Bei allen wissenschaftlichen Mitarbeitern des IFU möchte ich mich für die zahlreichen fachlichen Diskussionen und die Unterstützung bedanken. Mein besonderer Dank gebührt dabei Herrn Dipl.-Ing. Matthias Schneider, Herrn Dr.-Ing. Markus Singer, Herrn Dr.-Ing. Kim Riedmüller, Herrn Dipl.-Ing. Klaus Drotleff, Herrn Dipl.-Ing. Dennis Hofmann, Herrn Dipl.-Ing. Christoph Wörz und Herrn M.Sc. Lukas Marx. Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Wagner danke ich für seine Unterstützung am Anfang meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am IFU.

Dem technischen Personal des IFU danke ich für die ständige Hilfsbereitschaft und Hinweise bei den Konstruktionsarbeiten und für die Fertigung von Versuchswerkzeugen und –vorrichtungen für meine experimentellen Untersuchungen. Herrn Werner Siegel und Herrn Reinhard Niewöhner danke ich für uneingeschränkte Unterstützung bei der Durchführung von experimentellen Untersuchungen. Ebenso möchte ich mich bei allen von mir betreuten Studenten für deren großartige Unterstützung bedanken.

Für die finanzielle Förderung der in dieser Arbeit durchgeführten simulativen und experimentellen Untersuchungen danke ich der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG). Für die Bereitstellung von Stahlblechen für die Versuche danke ich Herrn Dipl.-Ing. Matthias Flume und der Firma voestalpine Stahl GmbH.

Für die Unterstützung aus der Ferne bedanke ich mich auch bei meinen Eltern. Mein ganz besonderer Dank gilt meiner Frau Slavica und meiner Tochter Lena für ihre uneingeschränkte Geduld und Motivation.

Stuttgart, März 2020

Ranko Radonjić

Inhaltsverzeichnis

Geleitwort des Herausgebers.....	i
Danksagung.....	ii
Inhaltsverzeichnis.....	iii
Abkürzungsverzeichnis.....	vii
Formelzeichen.....	vii
Kurzfassung	xi
Abstract.....	xiii
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	4
2.1 Hoch- und höchstfeste Stahlblechwerkstoffe	4
2.2 Grundlagen der Blechumformung.....	7
2.2.1 Tiefziehen.....	7
2.2.2 Streckziehen	9
2.2.3 Biegen.....	10
2.2.4 Karosserieziehen	13
2.3 Werkstoffverhalten beim Umformen	13
2.3.1 Möglichkeiten zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung der Stahlbleche	20
2.3.2 Dehnungsabhängige Reduktion des Elastizitätsmoduls.....	23
2.4 Rückfederungsmechanismen von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen.....	24
2.4.1 Membranrückfederung	28
2.4.2 Biegerückfederung	29
2.4.3 Rückbiegerückfederung	30
2.4.4 Generelle Einflüsse auf die Rückfederung.....	32

2.5	Überblick über Prozessstrategien zur Kompensation der Rückfederung.....	34
2.5.1	Gezielte Änderung des Spannungsgradienten.....	36
2.5.2	Methodik des Zurückdrückens tiefgezogener Bauteile.....	37
2.5.3	Beschnittfreies Kalibrierendes Tiefziehen (BKT)	38
2.5.4	Methodik der Rückfederungskompensation mittels eines Gegenstempels.....	39
2.5.5	Methodik des Crash Formings	40
2.5.6	Geometrisch bedingte, strukturelle Steifigkeitsveränderungen des Bauteils	40
2.6	Finite-Elemente-Simulation in der Blechumformung.....	43
2.6.1	Diskretisierung der Platine und der Werkzeuge	43
2.6.2	Materialmodellierung in der Simulation	46
2.6.3	Explizite und implizite Zeitintegrationsverfahren	47
2.7	Zusammenfassung des Standes der Technik.....	48
3	Motivation, Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise.....	50
4	Werkstoffcharakterisierung und -modellierung	54
4.1	Zugversuche	54
4.2	Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls von der plastischen Dehnung.....	56
4.3	Zyklische Zug-Druck-Versuche.....	58
4.4	Ermittlung von Grenzformänderungskurven	61
4.5	Ermittlung einer gemittelten Reibungszahl für das Tiefziehen hochfester Stahlblechwerkstoffe.....	62
5	Bauteilgeometrie und Prozesstechnik.....	64
5.1	Untersuchte Bauteilgeometrie	64
5.2	Werkzeug für experimentelle Untersuchungen.....	65
5.3	Messung der Bauteilformabweichungen.....	67
6	Experimentelle Untersuchung des Rückfederungsverhaltens	70
6.1	Untersuchung des Einflusses der Blechhalterkraft auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen.....	70

6.2	Einfluss der Stößelkinematik in Kombination mit progressiven Blechhalterkräften auf die Rückfederung des Bauteils.....	77
6.3	Zusammenfassung	83
7	Numerische Analyse des Rückfederungsverhaltens	85
7.1	Simulation der Rückfederung mit verschiedenen Materialmodellen	87
7.2	Analyse des Zusammenhangs zwischen den erzeugten Spannungen und auftretender Rückfederung	91
7.3	Einfluss des Matrizenradius auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen	92
7.4	Einfluss des Stempelradius auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen.....	94
7.5	Zusammenfassung der numerischen Analyse des Rückfederungsverhaltens	95
8	Neue Ansätze zur Kompensation der Rückfederung	97
8.1	Überlagerte Streckziehbelastung der Bauteilzarge.....	97
8.2	Kalibrieren der Bauteilradien	102
8.3	Einbringen von Sicken in der Bauteilzarge im Kalibrierhub	106
8.3.1	Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge nach außen.....	107
8.3.2	Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge nach innen.....	113
8.4	Nachformen der Bauteilzarge und Kalibrieren der Bauteilradien.....	118
8.5	Zurückdrücken einer tiefergezogenen Bauteilgeometrie.....	119
8.6	Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf.....	122
8.6.1	Grundidee / Effekte	122
8.6.2	Reduzierung der Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes durch zusätzliche Streckziehbelastung der Bauteilzarge	129
8.6.3	Modellierung der optimalen Platineneinlaufkinematik beim Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf.....	134
8.7	Fazit der untersuchten Kompensationsstrategien	143
9	Zusammenfassung und Ausblick	148
9.1	Zusammenfassung	148
9.2	Ausblick.....	151
10	Anhang.....	153
10.1	Formabweichungen nach dem Tiefziehen.....	153

10.2 Vergleich der Formabweichungen nach dem Tiefziehen und dem Nachformen der Bauteilzarge	163
10.3 Ermittlung der Platineneinlaufkinematik des Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf.....	164
10.3.1 Platineneinlaufkinematik beim Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes.....	164
10.3.2 Platineneinlaufkinematik des Tiefziehens mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen	166
10.3.3 Platineneinlaufkinematik des Tiefziehens mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen	168
10.4 Einfluss der Stempelradien auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlauf.....	171
10.5 Einfluss der Matrizenradien auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes.....	171
10.6 Abweichung zwischen Simulation und Experiment nach dem Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen.....	172
10.7 Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf für verschiedene Werkstoffe	172
11 Literaturverzeichnis	174
Curriculum Vitae	183

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
3D	dreidimensional
BH	Blechhalter
BKT	Beschnittfreies Kalibrierendes Tiefziehen
ca.	Circa
CAD	Computer Aided Design
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
CP	Komplexphasenstahl
DA	„Displacement Adjustment Methode“
DIN	Deutsches Institut für Normung
DP	Dualphasenstahl
E-Modul	Elastizitätsmodul
EN	Europäische Norm
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
GOM	Firmenname: Gesellschaft für optische Messtechnik
HRC	Härteprüfung nach Rockwell
IFU	Institut für Umformtechnik Stuttgart
IGES	Initial Graphics Exchange Specification
ISO	International Organisation for Standardisation
KR	Kalibrieren der Bauteilradien
LSTC	Livermore Software Technology Corporation
MS	Martensitphasenstahl
NF	Nachformen
RD	Reverse Displacement Methode
RT	Raumtemperatur
STL	Standard Triangulation/Tesselation Language
TRIP	Transformation Induced Plasticity
TW	Torsionswinkel
TZ	Tiefziehen
UT	Unterer Totpunkt
Var.	Variante
W.Nr.	Werkstoffnummer
WÄ	Winkeländerung
ZD	Zurückdrücken

Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
A, A ₀	[mm ²]	Fläche, Ausgangsfläche
A, B, c, N	[MPa], [-]	Parameter des Hockett-Sherby Extrapolationsansatzes
a, c, h, p	[-]	Werkstoffspezifische Parameter des Barlat-Fließortkriteriums
A _g	[%]	Gleichmaßdehnung
A ₈₀	[%]	Bruchdehnung
b	[mm]	Breite
E, E ₀	[MPa]	Elastizitätsmodul
E _a	[MPa]	Parameter zur Änderung des E-Moduls
H, h	[mm]	Höhe
PE _L , PE _R	[mm]	Platineneinlauf
R	[-]	Senkrechte Anisotropie
R _A	[mm]	Radius der Ankonstruktion
R _L , R _R	[mm]	Radius der Krümmung links, Radius der Krümmung rechts
R _{min}	[mm]	minimaler Radius
R _m	[MPa]	Zugfestigkeit
R _m	[mm]	Matrizenradius
R _s	[mm]	Stempelradius
R _{p0,2}	[MPa]	Dehngrenze
r _a	[mm]	äußerer Biegehalbmesser
r _i	[mm]	innerer Biegehalbmesser
r _m	[mm]	mittlerer Biegehalbmesser
r _{ZB}	[mm]	Radius zwischen Bauteilzarge und -boden
r _{FZ}	[mm]	Radius zwischen Bauteilflansch und -zarge
s ₀	[mm]	Blechdicke zum Ausgangszeitpunkt
s ₁	[mm]	Blechdicke nach der Umformung
s _z	[mm]	Höhe des Zurückdrückens
t	[sec]	Zeit
F _{BH}	[N]	Blechhalterkraft
F _{b,t}	[N]	Blechhalterkraft beim Tiefziehen
F _{b,z}	[N]	Blechhalterkraft beim Zurückdrücken
F _z	[N]	Zugkraft
F _s	[N]	Stempelkraft
F _N	[N]	Normalkraft
F _R	[N]	Reibungskraft
k _f	[MPa]	Fließspannung

l	[mm]	Länge
l_{\max}	[mm]	maximale Elementkantenlänge
K, ε_0	[MPa], [-]	Parameter Swift/Krupkowski-Extrapolation
M	[-]	Fließortexponent
m, n	[-]	Verfestigungsexponent
M_b	[Nmm]	Biegemoment
M_e	[Nmm]	Entlastungsbiegemoment
r_0, r_{45}, r_{90}	[-]	Anisotropiewerte in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung
$Y, C, B,$ R_{sat}, b, k, H	[MPa], [-]	Werkstoffparameter des Yoshida-Uemori Materialmodells
x, y, z	[-]	Achsen im dreidimensionalen kartesischen Koordinatensystem
$\bar{\varepsilon}^p$	[-]	wirksame plastische Verformung
$\dot{\varepsilon}_p$	[-]	Plastische Dehnrate
$\dot{\lambda}$	[-]	Lagrange-Multiplikator
$\bar{\sigma}$	[MPa]	wirksame Spannung
$\Delta\sigma$	[MPa]	Spannungsgradient
$\Delta\Theta$	[$^\circ$]	Rückfederungswinkel
α	[$^\circ$]	Biegewinkel
α_{ij}	[-]	Tensor der kinematischen Verschiebung im Spannungsraum
β	[-]	Relative Position der Mittelpunkte von Fließ- und Grenzfläche
ε	[-]	Dehnung
ε_e	[-]	elastischer Dehnungsanteil
ε_t	[-]	Gesamtdehnung
ξ	[-]	Parameter zur Änderung des Elastizitätsmoduls
ρ	[1/mm]	Zargenkrümmung
σ	[MPa]	Spannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	[MPa]	Hauptspannung in drei Raumrichtungen
σ_b	[MPa]	Fließspannung bei äquibiaxialer Zugbeanspruchung
σ_{druck}	[MPa]	Druckspannung
σ_n	[MPa]	Normalspannung
σ_r	[MPa]	Radialspannung
σ_t	[MPa]	Tangentialspannung
σ_v	[MPa]	Vergleichsspannung
σ_{zug}	[MPa]	Zugspannung
τ	[MPa]	Fließspannung bei reiner Scherdeformation
τ_{12}, τ_y	[MPa]	Schubfließspannung
φ	[-]	Umformgrad
ϕ	[-]	plastisches Potential

φ_1	[-]	Hauptformänderung
φ_2	[-]	Nebenformänderung
φ_b	[-]	Logarithmische Breitenformänderung
φ_s	[-]	Logarithmische Blechdickenformänderung
φ_l	[-]	Logarithmische Längenformänderung

Kurzfassung

Die ständigen Bestrebungen zur Reduzierung der CO₂-Emissionen führen in der Automobilindustrie zu höheren Anforderungen an den Karosserieleichtbau. Um diese Anforderungen zu erfüllen, wurde der Schwerpunkt der Entwicklungen der letzten Jahre auf die Reduzierung des Karosseriegesamtwichts durch den Einsatz von Leichtbauwerkstoffen sowie Blechen mit geringerer Dicke gelegt. Diese Tendenzen führen zu einem verstärkten Einsatz von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen zur Herstellung von entsprechenden Karosseriestrukturbauteilen mit geringerem Bauteilgewicht im Vergleich zu früheren Baureihen. Solche Bauteile werden in der Regel durch das Tiefziehen oder das ziehende Biegen hergestellt.

Nach der Entnahme des Bauteils aus dem Werkzeug nach der durchgeführten Umformung tritt eine Spannungsrelaxation auf, wonach sich ein neues Spannungsgleichgewicht im Bauteil einstellt. Als Ergebnis dieser Spannungsrelaxation tritt die Rückfederung bzw. die dimensionelle Abweichung zwischen dem entlasteten Bauteil und der Referenzgeometrie auf. Dies kann verschiedene Arten der Rückfederung zur Folge haben: Winkeländerung, Zargenkrümmung, Radienänderung und Torsion bzw. Verdrehung von Bauteilzonen. Bei der Herstellung von Karosseriestrukturbauteilen aus hoch- oder höchstfesten Stahlblechwerkstoffen tritt häufig eine hohe Rückfederung von bis zu einigen Zentimetern auf, welche mit derzeit existierenden Maßnahmen nur schwer oder gar nicht erfolgreich während des Umformens oder gar danach kompensiert werden kann.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene Ansätze im Hinblick auf die Reduktion der Rückfederung am Beispiel eines zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteils simulativ und experimentell untersucht. Um die erforderliche Genauigkeit der Simulation dabei gewährleisten zu können, wurden zunächst umfangreiche Werkstoffcharakterisierungen der untersuchten Stahlblechwerkstoffe (DP 600, DP 800 und DP 980) durchgeführt. Darüber hinaus erfolgten die Praxisversuche zur Bestimmung des Einflusses der Blechhalterkraft, Geschwindigkeit der Stößelbewegung und Werkzeuggradienten auf das Rückfederungsverhalten.

Basierend auf den dabei erzielten Ergebnissen konnte zunächst festgestellt werden, dass mit der Erhöhung der Festigkeit des eingesetzten Stahlblechs der Erfolg der zuvor genannten Maßnahmen im Hinblick auf die Reduzierung der rückfederungsbedingten Formabweichungen sinkt, und im Fall des Blechwerkstoffs DP 980 sogar fast vernachlässigbar ist. Des Weiteren wurde die Anwendbarkeit von verschiedenen geometrisch basierten Ansätzen mittels einer nach dem Tiefziehen folgenden Nachformoperation im Hinblick auf die Reduzierung der Rückfederung simulativ untersucht. Diese Ansätze beinhalteten vor allem lokale geometrische Änderungen

des Bauteils durch Kalibrierung der Radien sowie das Prägen der ebenen und leicht gekrümmten Bauteilbereiche. Dabei wurde festgestellt, dass mit Hilfe solch geometrisch basierter Ansätze der Spannungszustand im Bauteil grundsätzlich lokal beeinflusst werden kann. In diesem Zusammenhang führte der Einsatz des Kalibrierens der Bauteilradien bei gleichzeitigem Prägen der Bauteilzarge zu einer wesentlichen Reduzierung der Rückfederung. Allerdings erfordern solche geometrisch basierten Ansätze häufig signifikante Änderungen der Bauteilgeometrie.

Mit dem Ziel, den Spannungszustand im größtmöglichen Bereich des trägerförmigen Bauteils ohne Änderung von dessen Geometrie entsprechend zu beeinflussen, wurde versucht, die Spannungsüberlagerungseffekte mittels gezielt gewählter Werkzeugradien durch wechselseitigen Platineneinlauf während des Tiefziehens zu bewirken. Aufgrund eines solchen wechselseitigen Platineneinlaufes werden jene Werkstückbereiche, welche während des Ziehvorganges in Kontakt mit den Stempelradien kommen, einem mehrmaligen Biegen unterzogen. Dabei werden die beim ersten Biegen über die Blechdicke verursachten Biegespannungen durch das folgende Rückbiegen mit Spannungen mit entgegengesetztem Vorzeichen überlagert, was sich positiv bezüglich der Reduktion der Rückfederung auswirkt. In diesem Zusammenhang wurde in dieser Arbeit auch dargelegt, dass eine optimale Platineneinlaufkinematik definiert werden kann, die zu einer vernachlässigbaren Rückfederung des entlasteten Bauteils führt. Eine solche optimale Platineneinlaufkinematik während des Ziehvorganges wurde am Beispiel eines zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteils in Hinblick auf die nahezu vernachlässigbare Rückfederungsmenge erfolgreich belegt.

Diesbezüglich wurde die Forschungshypothese nachgewiesen, dass die Rückfederung des Blechteils reduziert bzw. kompensiert werden kann, in dem die während des Umformens im Bauteil verursachten Spannungen mit Spannungen mit entgegengesetzten Vorzeichen überlagert werden. Die in der vorliegenden Arbeit erzielten Ergebnisse stellen einen wichtigen Beitrag für die industrielle Anwendung bzw. Methodenplanung für die Fertigung von trägerförmigen Bauteilen aus hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen dar.

Abstract

The continuing efforts in order to reduce CO₂ emissions in the automotive industry lead to higher demands on car body lightweight design. In order to achieve these demands, the focus has been put on the reduction of car body weight through the use of lightweight materials as well as sheet metals with smaller thicknesses. Such tendencies lead to the increased use of high and ultra-high-strength steels (UHSS) for manufacturing of dedicated car body components. The structural car body parts today are usually manufactured by deep drawing or draw-bending processes. When the part is removed from the die cavity after the forming operation, a stress relaxation happens to reach a state of balanced stress distribution in the part. As a result of this stress relaxation, the springback or certain deviation between the formed part and the reference geometry occurs. Different kinds of springback can arise in this case: angle change, sidewall curl, radii change, and torsion or twisting. When forming car body structural parts from advanced or ultra-high-strength steel sheets, this leads to an extremely high amount of springback, which is difficult or sometimes impossible to compensate successfully with currently existing measures.

Within the scope of this work, different approaches aiming at the reduction of springback were simulative and experimentally investigated using the example of a double-curved hat shaped component. In order to ensure the required accuracy of the simulation, extensive material characterizations of the investigated steel sheet materials (DP 600, DP 800 and DP 980) were first carried out. Furthermore, the tests regarding the influence of the blank holder force, speed of the press ram movement as well as of tool radii on the springback behaviour were performed. Based on the results obtained, it was first found that with increase in the strength of the steel sheet used, the success of the aforementioned measures with regard to the reduction of springback-related part shape deviations decreases, and in case of the steel sheet DP 980 it is almost negligible.

Furthermore, the applicability of different geometrically-based approaches was simulative investigated with regard to the reduction of springback by means of a restrike operation after deep drawing. These approaches mainly include local geometrical changes of the part shape by calibrating the radii as well as embossing of the even and slightly curved part areas. In doing so, it was found that with utilizing such geometrically-based approaches the stress state in the component can basically be influenced locally. In this context, the calibration of the part radii together with the embossing of the part sidewall led to a significant reduction of springback. However, such geometrically-based approaches often require significant changes in component geometry.

With the purpose to influence the stress state in the largest possible area of the structural part without changing its geometry, an attempt was made to generate the stress superposition effects via the tool radii by alternating blank draw-in during deep drawing. Due to such alternating blank draw-in, the workpiece areas that come into contact with the punch radii during the drawing process are subjected to multiple bending. Thereby, the bending stress state caused by the first bending process in sheet thickness direction is superimposed by the following reverse bending with stresses having opposite sign, which has a positive effect on the springback reduction. In this context it was also demonstrated that an optimal blank draw-in kinematic can be defined, which will result in a small amount of springback. Such an optimal blank draw-in during the drawing process has been proven to be successful on the example of a double-curved hat-shaped component with regard to the almost negligible amount of springback that occurs.

Therefore, the research hypothesis claiming that springback of the sheet metal part can be reduced or totally compensated by superimposing stresses induced in the part during forming by stresses having opposite signs has been proven. The results obtained in the present work represent an important contribution for the industrial application and method planning in case of the manufacturing of load-bearing structural components made of high strength and ultra-high-strength steel sheet metals.

1 Einleitung

Ständig strengere Umweltschutzaufgaben sowie gestiegene Sicherheitsanforderungen an Insassen bilden die wesentlichen Herausforderungen im heutigen Automobilbau. Um den Verbrauch der Fahrzeuge sowie die dadurch entstehenden CO₂ Emissionen zu reduzieren, ist es vonnöten, so viel Gewicht am Fahrzeug einzusparen wie möglich. Ein weiterer wichtiger Grund für die Gewichtseinsparung stellt das Bestreben der Hersteller zur Erhöhung der Reichweite sowohl von Fahrzeugen mit Verbrennungsmotoren als auch von Elektrofahrzeugen dar. Deswegen setzt die Automobilindustrie verschiedene Leichtbaukonzepte ein, um die gewünschten Fahrzeuggewichtsparnisse erzielen zu können.

In den vergangenen Jahren wurde in der Karosserieentwicklung der Fokus zur Erreichung dieser Anforderungen auf die Verwendung von Leichtbaumaterialien gesetzt, um das Gewicht der Karosserie durch die geringere Dichte der verwendeten Werkstoffe oder geringere Blechdicken der Bauteile zu reduzieren. Ein Ansatz hierbei ist es, den eingesetzten Werkstoff für ausgewählte Bauteile zu verändern. Für diesen Zweck werden heute die herkömmlichen weichen Stahlblechwerkstoffe bei der Herstellung gewisser Karosseriebauteile durch hoch- oder höchstfeste Stahlblechwerkstoffe ersetzt. Einer der Gründe dafür liegt in den verbesserten Crasheigenschaften bei geringerer Blechdicke im Vergleich zu weichen Stahlblechwerkstoffen, wodurch sich zudem ein verbesserter Schutz der Insassen bei Unfällen mit einer gleichzeitigen Gewichtsreduktion der Fahrzeugkarosserie erreichen lässt.

Der Haupteinsatzbereich von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen im Karosseriebau sind grundsätzlich crashrelevante Struktur- bzw. Verstärkungsteile, wie Dachspiegel, Schweller, Seitenaufprallschutz und die A-, B-, und C-Säulen. Vor allem sind die einfachen Strukturbauteile in Schalenbauweise für den Einsatz von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen geeignet. Allerdings stellt das Hauptproblem beim Einsatz von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen die maßgenaue und prozesssichere Herstellung der Bauteile dar. Bei Verwendung von solchen Stahlblechwerkstoffen zur Herstellung von Karosserieverstärkungsteilen tritt nach der Umformung eine große und zudem in der Serienproduktion stark schwankende Rückfederung auf, die in der Praxis häufig auf eine mangelhafte Prozessrobustheit zurückzuführen ist und daher die geforderte Maßhaltigkeit des Bauteils in der Serienproduktion nicht gewährleistet werden kann.

Zur Reduzierung der Rückfederung existieren verschiedene technologische Ansätze, die entweder auf der gezielten Prozessparametervariation während der Umformung und/oder auf der Aufbringung zusätzlicher Rückhaltekräfte der Platine beruhen. Diese Strategien werden bereits erfolgreich für die Umformung von hochfesten Stahlblechwerkstoffen mit einer Zugfestigkeit

R_m unterhalb von 600 MPa eingesetzt und haben sich in der Praxis bewährt. Bei der Anwendung dieser Strategien für das Umformen von höher- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen ($R_m > 600$ MPa) werden mit diesen Methoden jedoch heute oftmals noch keine zufriedenstellenden Ergebnisse bezüglich der erforderlichen Bauteilgenauigkeit erzielt, da eine erhöhte Rückfederungsneigung sowie Verdrillung des Bauteils beobachtet wird.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden die bestgeeigneten Kompensationsstrategien von verschiedenen Arten von rückfederungsbedingten Formabweichungen an trägerförmigen Bauteilen aus höher- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen untersucht und empfohlen. Diesbezüglich wird zunächst der Stand der Technik im Hinblick auf die bei der Verarbeitung von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen häufig eingesetzten Umformverfahren vorgestellt und analysiert. Anschließend folgt eine Beschreibung der Grundlagen der FE-Simulation in der Blechumformung sowie der Anforderungen an den Simulationsaufbau im Hinblick auf eine möglichst genaue Rückfederungsberechnung.

Darüber hinaus werden im Rahmen dieser Arbeit erweiterte Werkstoffcharakterisierungen für die untersuchten Werkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 vorgenommen, da diese eine der wichtigsten Voraussetzungen für eine realitätsgetreue Beschreibung des Werkstoffverhaltens während des Umformens und die anschließende Berechnung der Rückfederung darstellen. Diesbezüglich werden neben den Zug- und Nakajima-Versuchen auch Versuche zur Bestimmung der dehnungsbetragabhängigen Reduzierung des E-Moduls sowie des Bauschinger-Effektes durchgeführt. Basierend auf den hierbei erzielten Ergebnissen werden anschließend die für die Rückfederungsberechnung geeigneten Materialmodelle definiert.

Um die Genauigkeit der derart definierten Materialmodelle zu prüfen, erfolgen anschließend die Versuche für die in dieser Arbeit untersuchte zweifach gekrümmte hutförmige Bauteilgeometrie mit Hilfe eines Ziehwerkzeuges an einer einfachwirkenden Servopresse mit Ziehkissen. Den weiteren Schwerpunkt der hierbei geplanten Versuche stellt die Analyse des Einflusses der Blechhalterkraft und der Stößelgeschwindigkeit auf das Rückfederungsverhalten bei den untersuchten Werkstoffen.

Nach dem Validieren des bestgeeigneten Materialmodells für die Berechnung der Rückfederung bzw. nach Festlegung ausreichend kleiner Abweichungen zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen erfolgt die Analyse der durch das Umformen im Bauteil verursachten Spannungsverteilung und deren Zusammenhang mit der auftretenden Rückfederung.

Diesbezüglich basieren die weiteren Forschungsarbeiten dieser Arbeit auf der Hypothese, dass die Rückfederung des umgeformten Bauteils reduziert bzw. kompensiert werden kann, in dem die im Bauteil wirkenden Spannungen den Spannungen mit entgegengesetztem Vorzeichen

überlagert werden. Um solche Spannungsüberlagerungseffekte entweder während des Ziehvorganges oder in einer Nachformoperation zu erzielen, folgen umfangreiche Simulationsarbeiten mit Hilfe der Software LS-Dyna. Dabei werden zum einen die Möglichkeiten zur Überlagerung der im Bauteil wirkenden Spannungen entweder mit Zugspannungen mittels zusätzlicher Streckziehbelastung der Bauteilzarge oder mit Druckspannungen, welche durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens erzeugt werden, untersucht. Zum anderen erfolgen die Untersuchungen zur lokalen Beeinflussung der im Bauteil wirkenden Spannungsverteilung durch Einbringung von Sicken bzw. Verprägungen in die Bauteilzarge sowie Kalibrieren der Bauteilradien in einer Nachformoperation.

Darüber hinaus wird auch die Möglichkeit zur Überlagerung der in der Bauteilzarge auftretenden Biegespannungen durch das Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf untersucht. Diese Neuentwicklung wurde bereits in den Arbeiten [Rad16], [Rad17a], [Rad17b], [Rad17c], [Rad19] und [Rad20] publiziert. Der Schwerpunkt der Untersuchung in dieser Arbeit liegt in der Analyse der Biege- und Rückbiegeeffekte, welche über die Stempelradien aufgrund eines solchen wechselseitigen Platineneinlaufes während des Tiefziehens verursacht werden. Diesbezüglich ist anzunehmen, dass durch solche Biege- und Rückbiegeeffekte die Spannungen im Zargenbereich effektiv überlagert werden können, so dass nach der Entlastung des Bauteils relativ geringe Rückfederungseffekte auftreten. Darüber hinaus wird im hinteren Teil der Arbeit eine analytische Berechnung vorgestellt, die Festlegung einer optimalen Platineneinlaufkinematik während des Ziehens eines hutförmigen Bauteils erlaubt. Anschließend wird das Tiefziehen mit festgelegter optimaler Platineneinlaufkinematik im Hinblick auf eine möglichst minimale Rückfederung experimentell validiert.

Im Besonderen tragen die in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse zu einem besseren Verständnis der Zusammenhänge zwischen den durch das Umformen im Bauteil verursachten Spannungsverteilungen und der nach Entlastung auftretenden Rückfederung bei. Auf der Grundlage dieser Ergebnisse kann die Methodenplanung für die Fertigung von geeigneten trägerförmigen Bauteilen derart ausgestaltet werden, sodass nach der Entlastung des umgeformten Bauteils nur geringe Rückfederungseffekte auftreten.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die wichtigsten Grundlagen zum Verständnis dieser Arbeit erläutert und genauer beschrieben. Dabei wird zunächst auf diverse hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffe, welche im Karosseriebau zum Einsatz kommen, eingegangen. Danach werden die Grundlagen der am häufigsten in der Blechumformung eingesetzten Verfahren sowie die Besonderheiten hinsichtlich der erforderlichen Werkstoffmodellierung vorgestellt. Darüber hinaus wird die Rückfederung näher betrachtet, wobei die Entstehung, die Ursache und Arten der Rückfederung grundlegend beschrieben werden. Zudem werden die existierenden Ansätze zur Kompensation der rückfederungsbedingten Formabweichungen vorgestellt. Im letzten Abschnitt wird der Einsatz der Finite-Elemente-Methode (FEM) in der Blechumformung mit besonderem Fokus auf die Rückfederungsberechnung diskutiert.

2.1 Hoch- und höchstfeste Stahlblechwerkstoffe

Um dem Gesetzgeber im Bereich des Umweltschutzes gerecht zu werden und gleichzeitig die hohen Sicherheitsanforderungen an die Fahrzeugkarosserie zu erfüllen, wurden für die Automobilindustrie und andere Industriezweige ständig neue Stähle entwickelt, was auch zur Entwicklung von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen führte [Roo15], [Ahs14]. Stahlfeinbleche können unter anderem nach Festigkeit in weiche, hochfeste, höherfeste ($R_m \geq 550$ MPa) und höchstfeste ($R_m \geq 700$ MPa) Stähle eingeteilt werden. Höchstfeste Stähle sind Mehrphasenstähle, die Ferrit, Martensit, Bainit und/oder Restaustenit enthalten. Zu den Mehrphasenstählen gehören die Dualphasen-Stähle (DP), TRIP-Stähle (Transformation Induced Plasticity), Komplexphasen-Stähle (CP) sowie die Martensitphasen-Stähle (MS).

DP-Stähle bestehen aus einer ferritischen Matrix, die als zweite Phase Martensit in Form von kleinen Inseln beinhaltet [Kuz08], [Mey19]. Dabei stellt der Ferrit eine sehr weiche und gut umformbare Phase dar. Dahingegen ist der Martensit extrem fest und nur begrenzt umformbar. Mit einem gezielten Verhältnis von ferritischen und martensitischen Phasen im Werkstoffgefüge lassen sich Festigkeiten dieser Stahlblechgüten in einem breiten Bereich bei noch guter Umformbarkeit einstellen [Hel04]. Generell steigt bei einer Erhöhung des martensitischen Anteils die Festigkeit des Werkstoffs an [Roo15]. Hingegen bewirkt der ferritische Anteil eine Verbesserung der Umformbarkeit.

TRIP-Stähle bestehen aus Restaustenit, der in einer ferritischen Matrix eingebettet ist. Zusätzlich beinhalten sie Martensit und Bainit. Bei der Umformung dieser Stähle kann sich Restaustenit in Martensit umwandeln, was eine Erhöhung des Verfestigungsexponenten zur Folge hat. Im Vergleich zu den DP-Stählen besitzen die TRIP-Stähle eine bessere Umformbarkeit. Durch den Kohlenstoffanteil kann gesteuert werden, bei welchem Umformgrad sich

Restaustenit in Martensit verwandelt. Bei einem geringen Kohlenstoffgehalt beginnt die Transformation von Restaustenit in Martensit schon bei kleineren Formänderungen. Bei einem höheren Kohlenstoffgehalt ist der Restaustenit stabiler und wandelt sich erst bei sehr starker Verformung um, wie z.B. bei einem Crash. Daher besitzen die TRIP-Stähle bei einer geeigneten Einstellung des Kohlenstoffanteils ein sehr gutes Crashverhalten [Ahs14].

Die Mikrostruktur der CP-Stähle besteht aus geringen Mengen Martensit, Restaustenit und Perlit, welche in einer ferritischen, bainitischen Matrix eingebettet sind. Im Vergleich zu den härtesten DP-Stählen besitzen sie bei gleicher Zugfestigkeit eine deutlich höhere Streckgrenze. Sie zeichnen sich außerdem durch ein hohes Energieaufnahmevermögen im Crashfall und zugleich durch ein hohes Formänderungsvermögen aus.

MS-Stähle beinhalten eine martensitische Matrix mit geringen Mengen von Ferrit und/oder Bainit. Bei der Herstellung dieser Stähle wird der Austenit durch sehr schnelles Abschrecken fast vollständig in Martensit umgewandelt. Einige MS-Stähle können eine Zugfestigkeit von bis zu 1700 MPa aufweisen und sind daher extrem schwer umformbar. Ebenfalls werden bei diesen die mechanischen Eigenschaften im Wesentlichen aus einer Kombination unterschiedlich harter Gefügebestandteile wie Ferrit, Austenit (metastabil), Bainit und Martensit bestimmt, die durch gezielte Steuerung der Gefügeumwandlung eingestellt werden. In Abbildung 2-1 sind verschiedene Stahlgüten hinsichtlich deren Zugfestigkeit und Bruchdehnung dargestellt.

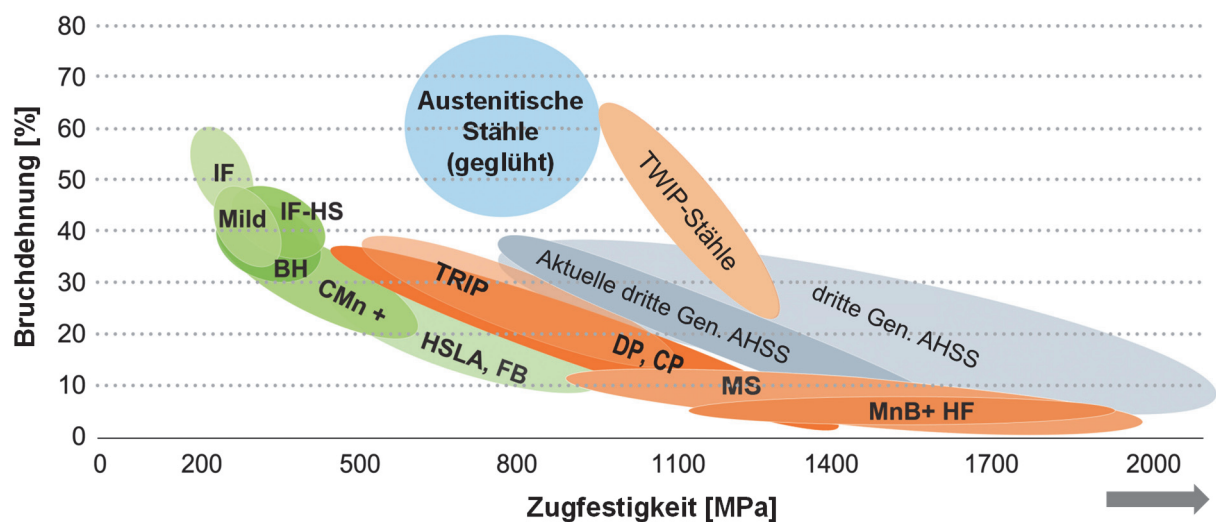


Abbildung 2-1: Zugfestigkeits-Bruchdehnungs-Diagramm für verschiedene Stahlgüten [Ahs14]

In den vergangenen Jahrzehnten wurde der Fokus in der Stahlindustrie auf die Weiterentwicklung von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen gelegt, um die Blechdicke der Karoseriestructurbauteile zu reduzieren und dadurch deren Gewicht weiter senken zu können. Diese technologischen, den Leichtbau von Fahrzeugen fördernde Entwicklungen lassen erkennen, dass für den Formgebungsprozess oftmals gänzlich andere Prozessparameter im Vergleich zur

Verarbeitung von niedriglegierten Stahlblechwerkstoffen erforderlich werden. Verfahrensgrenzen wie etwa Materialversagen, Faltenbildung 1. und 2. Art sowie starke Rückfederungseffekte müssen daher frühzeitig bei der Beurteilung der fertigungstechnischen Herstellbarkeit der Bauteile aus solchen Werkstoffen beachtet werden [Lie14b]. Bei der Umformung höchstfester Stahlblechwerkstoffe treten u.a. folgende Probleme auf [Lie14d], [Rad16], [Rad20]:

- Deutlich größere Rückfederungsbeträge im Vergleich zu weicheren Stahlblechwerkstoffen (wie in Abbildung 2-2 dargestellt)
- Hohe Belastung und Verschleiß der Werkzeuge und hohe Belastung der Umformmaschinen



Abbildung 2-2: Vergleich der Rückfederung nach dem Umformen eines Hutprofils aus den Stahlblechwerkstoffen DP 600, DP 800 und DP 980; Blechdicke $s_0=1,0$ mm; Blechhalterkraft in jedem Fall $F_{BH}=300$ kN

Hauptsächlich werden die hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffe in der Automobilindustrie für die Herstellung von Karosseriekomponenten mit hohen Anforderungen an Crashsicherheit und statische Festigkeit wie z.B. für A- und B-Säulen oder für andere Karosserieverstärkungsbaueteile verwendet [Kuz08], [Lie13]. Den wesentlichen Vorteil dieser Stahlblechwerkstoffe stellt die im Vergleich zu ihrer Dichte sehr hohe Streckgrenze dar [Ban10]. Jedoch weisen die Werkstoffe, welche eine höhere Festigkeit besitzen, fast ausschließlich geringere Werte der Bruchdehnung auf, was ihre Umformbarkeit im Wesentlichen einschränkt [Kle03]. In Abbildung 2-3 ist der Einsatz von verschiedenen hoch- und höchstfesten Stahlgüten in einer Karosserie des Automobils Nissan Murano dargestellt. In diesem Fall konnte durch den Einsatz von höchstfestem Stahlblech DP 1180 für die Herstellung geeigneter Karosseriestructurbaueteile das Gesamtgewicht des Fahrzeugs um etwa 6 % reduziert werden. Das Bemerkenswerte dabei ist, dass alle Karosseriestructurbaueteile bei Raumtemperatur mit herkömmlicher Werkzeug- und Pressentechnik hergestellt wurden.

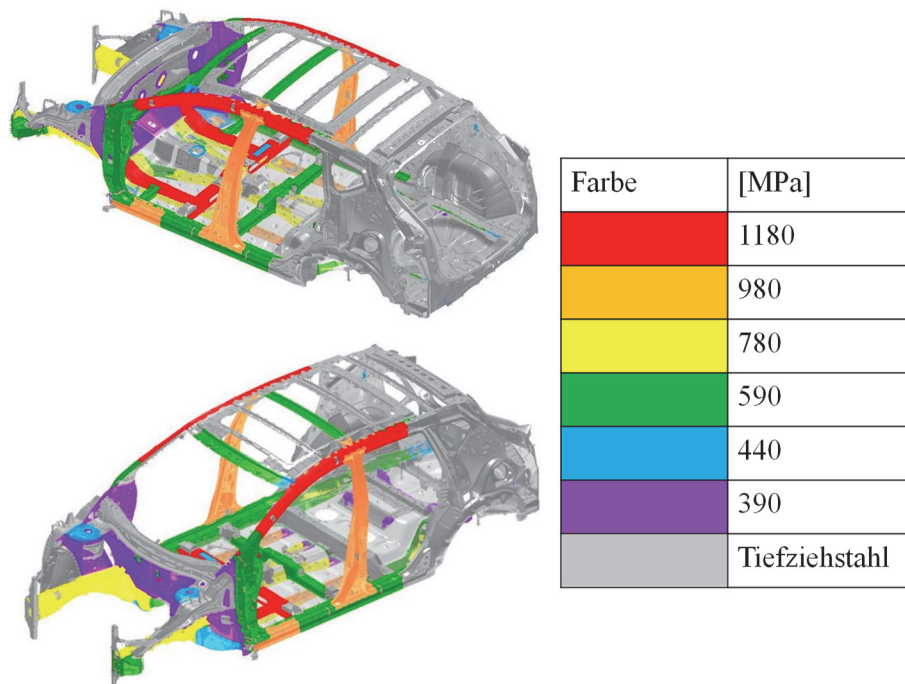


Abbildung 2-3: Einsatz moderner Stahlblechwerkstoffe mit unterschiedlichen Zugfestigkeiten in einer Fahrzeugkarosserie (Quelle: <https://www.searchautoparts.com/automotive-events/commitment-training/future-steel-vehicles>, abgerufen am 02.11.2018)

2.2 Grundlagen der Blechumformung

Gemäß DIN 8580 wird das Umformen als Fertigen durch bildsames (plastisches) Ändern der Form eines festen Körpers definiert, wobei dessen Masse und stofflicher Zusammenhalt beibehalten werden. Die Umformverfahren lassen sich in Druck-, Zugdruck-, Zugbiege- und Schubumformverfahren unterteilen.

2.2.1 Tiefziehen

Das Tiefziehen zählt zu den wichtigsten Fertigungsverfahren der Blechumformung. Laut DIN 8584 wird das Tiefziehen als ein Verfahren des Zugdruckumformens zur Herstellung eines einseitig offenen Hohlkörpers aus einem Blechzuschnitt ohne beabsichtigte Veränderung der Blechdicke definiert. Mittels dieses Verfahrens kann auch ein vorher tiefgezogenes Bauteil im sogenannten Weiterzug zu einem einseitig offenen Hohlkörper mit geringerem Durchmesser hergestellt werden [Lan90], [Doe10], [Klo06], [Sie15], [Spu12]. Der Prozessablauf beim Tiefziehen eines zylindrischen Hohlkörpers im Erstzug ist in Abbildung 2-4 dargestellt. In diesem Fall besteht das Tiefziehwerkzeug aus einem Stempel, einer Matrize und einem Blechhalter. Beim Ziehvorgang wird zunächst ein Blechzuschnitt (Platine) auf der Matrize aufgelegt. Danach kommt es zum Schließen des Blechhalters mit der Matrize und dem Aufbau der Blechhalterkraft. Der Blechhalter dient dabei sowohl zur Beeinflussung des Platineneinlaufes als auch zur Vermeidung des Ausknickens des Ziehflansches bzw. eventueller Bildung von Falten der

1. Art. Beim Tiefziehen wird zunächst der Bauteilboden über der Stempelstirnfläche ausgebildet, wobei der Werkstoff unter radialen und tangentialen Zugspannungen aus der Blechdicke fließt. Wird die am Matrizenradius auftretende Reibungskraft durch die mittels Stempels im Ziehteilboden eingeleitete Kraft überschritten, kommt es zum Tiefziehen, wobei durch die Relativbewegung zwischen Stempel und Matrize die gezielte Formänderung der Platine entsteht. Umformung entsteht im Bauteilflanschbereich zwischen dem Blechhalter und der Matrize unter Wirkung einer radialen Zugspannung (in Richtung des Platineneinlaufes) und einer tangentialen Druckspannung.

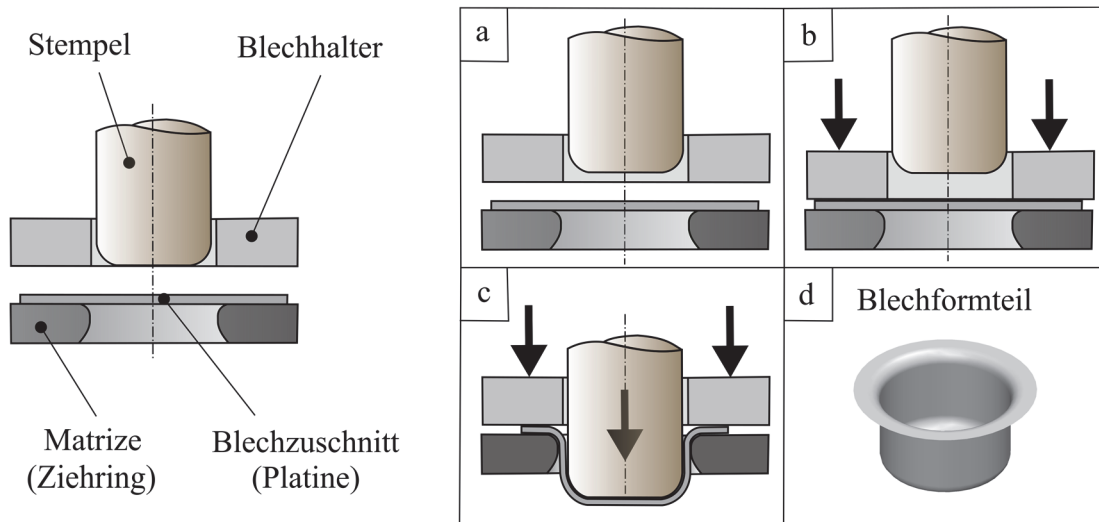


Abbildung 2-4: Prozessablauf des Tiefziehens; (a) Einlegen der Platine, (b) Aufbringen der Blechhalterkraft (c) Umformung durch Stempelbewegung, (d) Fertiges Bauteil

Beim Tiefziehen kann das Bauteil in drei Bereiche (Boden, Zarge und Flansch) unterteilt werden. Während der Boden als Krafteinleitungszone und die Zarge als Kraftübertragungszone dienen, befindet sich die Umformzone zwischen Blechhalter und Matrize, von dem über dem Matrizenradius auftretenden Biegen im Flanschbereich abgesehen. Dementsprechend entstehen in diesen unterschiedlichen Bauteilbereichen während des Tiefziehens verschiedene Spannungsverteilungen (Abbildung 2-5). Im Boden des Ziehteils herrscht beim Ziehen eine niedrige mehrachsige Zugbeanspruchung, was mit dem Streckziehen vergleichbar ist. In der Bauteilzarge tritt dagegen eine behinderte einachsige Zugbeanspruchung auf, was eine ebene Dehnung verursacht. Der Flanschbereich, wo auch die eigentliche Umformung stattfindet, wird durch eine Zug-/Druckbeanspruchung belastet. Dabei wirken in tangentialer Richtung Druckspannungen, in radialer Richtung Zugspannungen und durch die aufgebrauchte Blechhalterkraft in senkrechter Richtung zur Blechebene Druckspannungen, welche die Haftreibungsnormalkraft bilden.

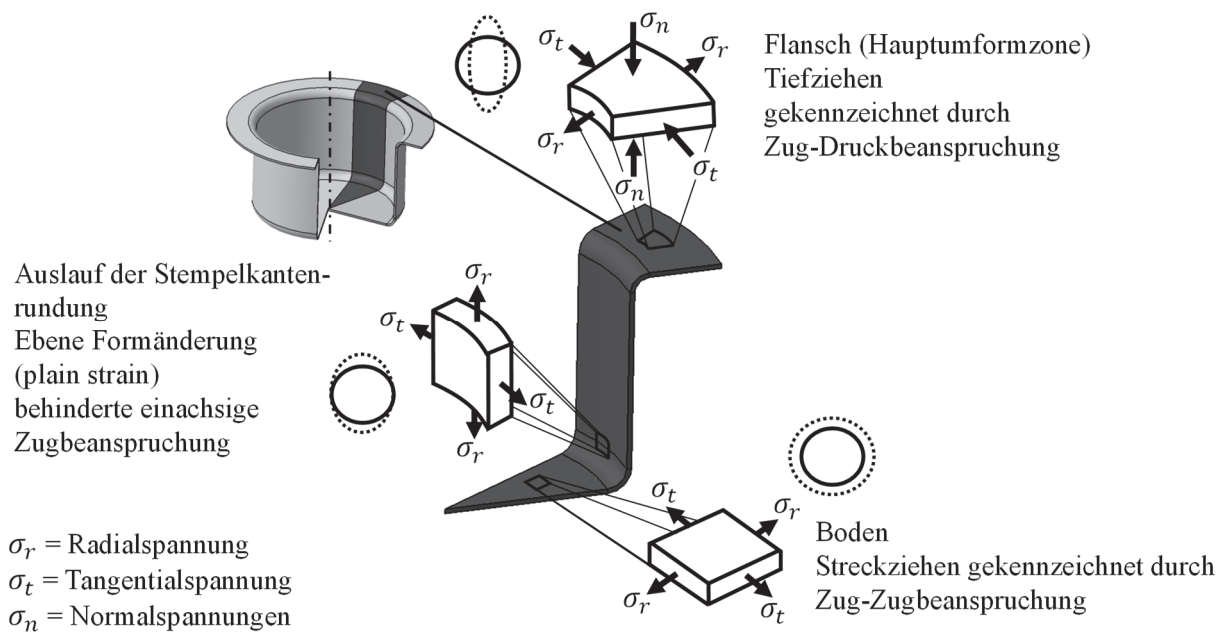


Abbildung 2-5: Beanspruchungen beim Tiefziehen [Lan90], [Sim89]

Das Tiefziehen bzw. die Qualität des tiefgezogenen Bauteils wird demnach durch verschiedene Parameter (Blechhalterkraft, Reibung, Umformgeschwindigkeit, Werkzeug- und Maschinensteifigkeit usw.) beeinflusst. Sind diese Parameter beim Tiefziehvorgang nicht optimal eingestellt bzw. aufeinander abgestimmt, so können verschiedene Fehler im umgeformten Bauteil entstehen (Abbildung 2-6).

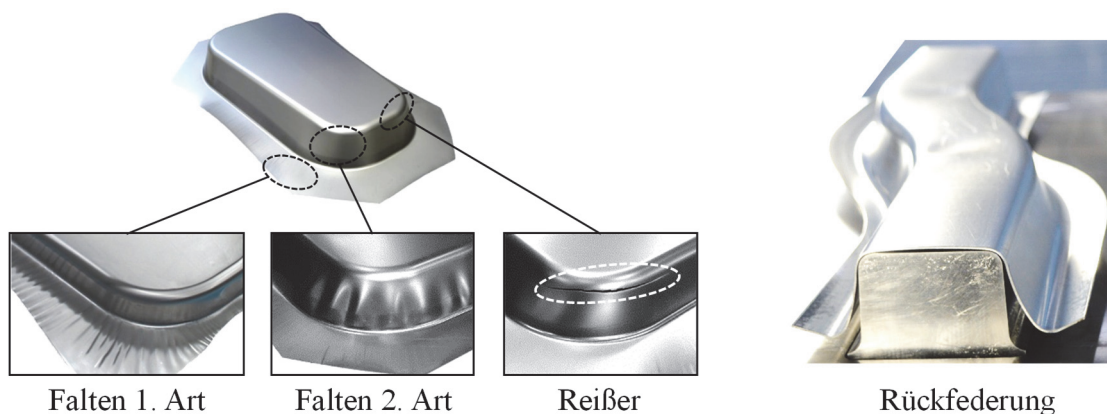


Abbildung 2-6: Fehlerarten beim Tiefziehen

2.2.2 Streckziehen

Das Streckziehen ist der Untergruppe des Zugumformens zugeordnet und gehört zu den Fertigungsverfahren des Tiefens. Im Gegenteil zum Tiefziehen kommt es bei diesem Verfahren zu einer beabsichtigten Änderung der Dicke des Blechbauteils. Beim einfachen Streckziehen wird die Platine zunächst am Rand fest eingespannt. Danach fährt, wie in Abbildung 2-7 dargestellt, der Stempel vertikal nach oben und verursacht nach der Berührung mit der Platine zuerst eine elastische Deformation, welche beim Überschreiten der Streckgrenze des Blechwerkstoffs in

die plastische Verformung wechselt. Bei fortschreitendem Streckziehvorgang wird die Berührungsfläche zwischen Stempel und Platine immer größer, da dabei die Form des Stempels am Werkstück abgebildet wird. Die komplette Formgebung des Bauteils erfolgt hiermit in einem Arbeitsgang. Dadurch kommt es zur Steigerung der Bauteilsteifigkeit, was auch einen wesentlichen Vorteil dieses Verfahrens darstellt.

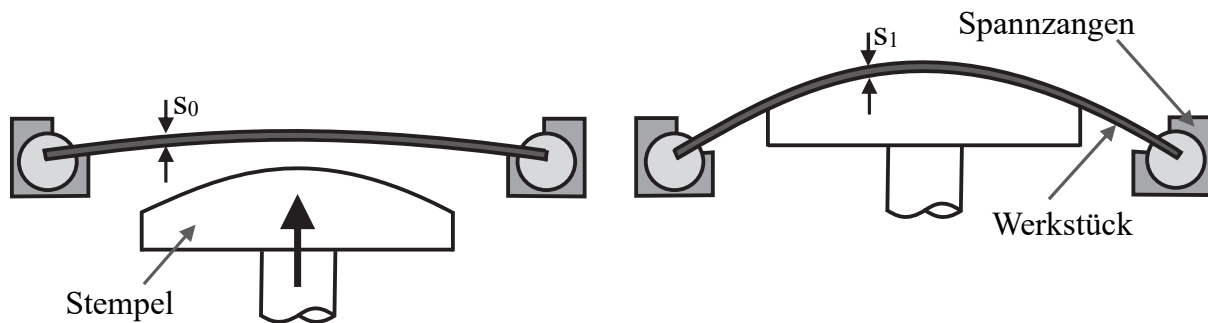


Abbildung 2-7: Einfaches Streckziehen [Sch98]

Beim Streckziehen treten aufgrund der vorhandenen reinen Zugbeanspruchung grundsätzlich keine Falten auf. Falls am Ende des Streckziehvorganges in bestimmten Bauteilbereichen relativ große elastische Dehnungsanteile wirken, kommt es nach der Bauteilentlastung zu hohen Rückfederungsbeträgen. Um die eventuelle Bauteilformabweichungen aufgrund der hohen Rückfederungseffekte zu vermeiden bzw. zu reduzieren, wird beim tangentialen Streckziehen die eingespannte Platine mittels Spannzangen vorgereckt. Bei einem solchen Streckziehvorgang fahren diese zunächst in der Blechebene auseinander und bewirken dadurch eine plastische Dehnung der Platine. Im folgenden Schritt wird die vorgedehnte Platine mittels Stempels entsprechend weiter umgeformt. In diesem Fall wird das Bauteil generell durch das im ersten Schritt realisierte Vorrecken der Platine stärker plastifiziert, was den Vorteil mitbringt, dass der Anteil der elastischen Dehnungen an der Gesamtdehnung wesentlich reduziert wird. Aus diesem Grund entsteht bei diesem Verfahren nach der Bauteilentlastung ein geringerer Rückfederungsanteil.

2.2.3 Biegen

Nach DIN 8586 ist Biegen das plastische Umformen eines festen Körpers durch eine Biegebeanspruchung, und stellt eines der am häufigsten angewendeten Verfahren in unterschiedlichen Einsatzgebieten der industriellen Blechumformung dar. Im Gegenteil zu den anderen Verfahren der Blechumformung wirkt die Umformzone beim Biegen nur in einem relativ kleinen Bereich des Bauteils. Abhängig von der Werkzeugbewegung werden die Biegeverfahren in Verfahren mit geradliniger Werkzeugbewegung und solche mit drehender Werkzeugbewegung eingeteilt [Klo06], [Sie15]. Abbildung 2-8 stellt die Begriffe für das Biegen des Blechteils mit geradliniger Werkzeugbewegung dar.

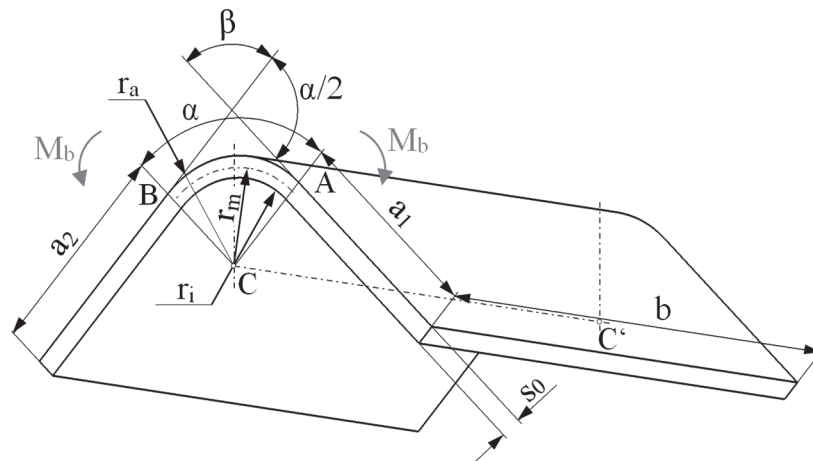


Abbildung 2-8: Bezeichnungen und Begriffe für das Biegen des Blechteils; AB Biegebogen, CC' Biegeachse, α Biegewinkel, β Scheitelwinkel, r_i innerer Biegehalbmesser, r_a äußerer Biegehalbmesser, r_m mittlerer Biegehalbmesser, s_0 Blechdicke, b Blechbreite, a_1 , a_2 Länge der Biegeschenkel [Lan90]

Beim Biegen bildet sich ein Biegemoment M_b aus, durch welches oberhalb der neutralen Faser Zug- und unterhalb der neutralen Faser Druckspannungen entstehen. Zu Beginn der Biegebeanspruchung liegt die neutrale Faser in der geometrischen Mitte des Blechquerschnitts. In Abbildung 2-9 sind die Spannungsverteilungen unter Biegebeanspruchung und unter Zugbeanspruchung mit einem überlagerten Biegevorgang dargestellt.

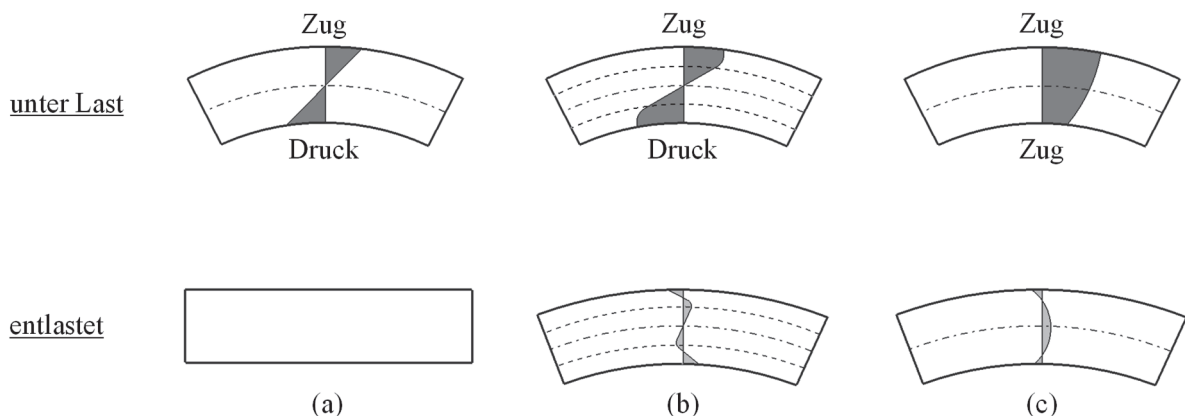


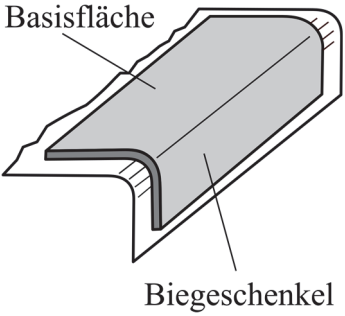
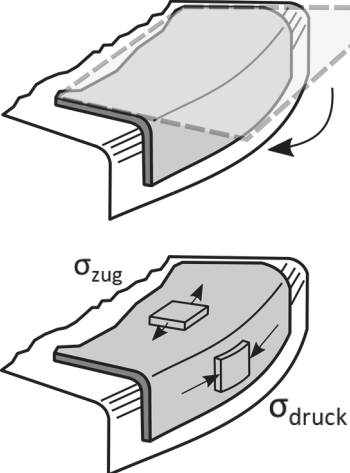
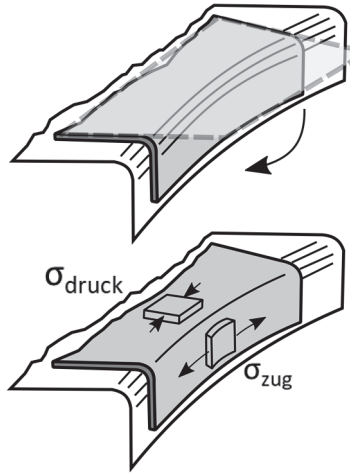
Abbildung 2-9: Spannungen und Eigenspannungen; (a) beim Biegen im elastischen Bereich (b) beim Biegen im elasto-plastischen Bereich, (c) Biegen mit Überlagerung einer Zugspannung (Streckbiegen) [Tay88]

Beim Biegevorgang eines Blechstreifens kommt es zunächst zu einer elastischen Verformung, wobei sich ein annähernd linearer Spannungsverlauf über die Blechdicke einstellt (Abbildung 2-9a). Die ersten plastischen Verformungen beim Biegen treten auf, nachdem die Spannungen in den äußeren Fasern bzw. auf Ober- und Unterseite des Werkstücks die Fließgrenze des eingesetzten Blechwerkstoffs überschritten haben [Sie15]. Dadurch entsteht an der Außenseite eine Längung der Bauteilfasern und dementsprechend auf der Innenseite der Biegekante eine Stauchung der Fasern mit Druckspannungen. Bei einer zusätzlichen Überlagerung von einer

reinen Zugbelastung, welche z.B. beim ziehenden Biegen vorkommt, addieren sich die Spannungen in der Umformzone. Daraus resultierend kommt es zu einer Erhöhung der Zugspannungen und zu einer gleichzeitigen Verringerung von Druckspannungen. Im Falle des ziehenden Biegens über einen relativ größeren Matrizenradius mit stärkerer Zugbelastung können die auf der Bauteilinnenseite wirkenden Spannungen von hohen Zugspannungen vollständig überlagert werden (Abbildung 2-9c).

Bei der umformtechnischen Fertigung von Karosserieverstärkungen werden oft bestimmte Bauteilbereiche um nicht gerade Kanten gebogen. Dadurch können sogenannte Membranspannungen im Bauteil auftreten [Bir13]. Diese wirken hauptsächlich gleichmäßig über dem Blechquerschnitt und entstehen in den angrenzenden Flächenbereichen nahe der Umformzone [Rol04]. Beim Biegen um konvexe Kanten entstehen im Biegeschenkel in tangentialer Richtung Membrandruckspannungen und in der Basisfläche, welche beim Biegevorgang nicht mit dem Stempel in Kontakt war, Membranzugspannungen. Im Gegensatz dazu kommt es im Falle des Biegens um konkave Kanten im Biegeschenkel und in der Basisfläche zur umgekehrten Verteilung dieser wirkenden Membranspannungen.

Tabelle 2-1: Entstehung der Membranspannungen [Bir13]

Biegen um gerade Kanten	Biegen um konvexe Kanten	Biegen um konkave Kanten
		
In Bezug auf Membranspannungen spannungsneutral	Membrandruckspannungen im Biegeschenkel, Membranzugspannungen in der Basisfläche	Membranzugspannungen im Biegeschenkel, Membrandruckspannungen in der Basisfläche

Bei der Fertigung von Karosseriestrukturebauteilen entstehen häufig am Stempel- und Matrizenradius Biegebeanspruchungen. Durch eine relative Bewegung zwischen Stempel und Matrize werden hauptsächlich die Zargenbereiche des Bauteils dem ziehenden Biegen ausgesetzt [Bir13], [Rad17b].

2.2.4 Karosserieziehen

Das Karosserieziehen stellt eine Verfahrenskombination aus Tiefziehen, Streckziehen und Biegen dar und wird normalerweise für die Erzeugung der Ziehschale am Anfang eines mehrstufigen Herstellungsprozesses der Karosserieaußenhautteile eingesetzt [Lan90], [Bir13]. Beim Karosserieziehen wird grundsätzlich zwischen den streckzieh-dominierenden und tiefzieh-dominierenden Bereichen unterschieden. Am Beispiel des in der Abbildung 2-10 dargestellten Karosserieziehens wirken im Bauteilboden ausschließlich Streckziehbeanspruchungen, wohingegen im Bauteilflansch das Tiefziehen dominiert. Der ziehende Biegevorgang tritt an dem Matrizen- und Stempelradius auf.

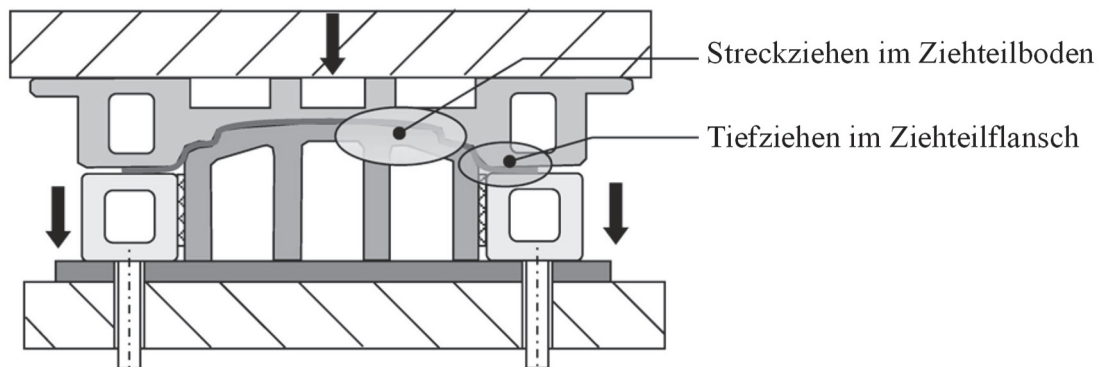


Abbildung 2-10: Karosserieziehen [Hof12]

2.3 Werkstoffverhalten beim Umformen

Das Werkstoffverhalten während des Umformens wird in der Simulation durch ein geeignetes Werkstoffmodell beschrieben, welches die Zusammenhänge zwischen den wirkenden Spannungen und den auftretenden Verformungen herstellt. Diese Zusammenhänge werden durch ein Stoffgesetz definiert. Im plastischen Bereich muss das Stoffgesetz die Fließbedingung, die Fließregel und das Verfestigungsgesetz beschreiben [Doe10].

Die Fließbedingung $F(\sigma_{ij}, k_f) \leq 0$ definiert den Beginn des plastischen Fließens eines Werkstoffs und wird ebenfalls als Fließkriterium bzw. Fließhypothese bezeichnet. Bei $F < 0$ befindet sich der Werkstoff im elastischen Zustand. $F = 0$ gibt den Beginn der Werkstoffplastifizierung an und $F > 0$ ist ein unzulässiger Spannungszustand. Für den einachsigen Spannungszustand ist die Fließbedingung erfüllt, wenn die anliegende Spannung σ die Fließspannung k_f erreicht. Jedoch muss für den mehrachsigen Spannungszustand ein Zusammenhang zwischen der Fließspannung k_f und den wirkenden Spannungen σ_i definiert werden, wofür eine sogenannte Vergleichsspannung σ_v ermittelt wird. Beim Umrechnen des mehrachsigen Spannungszustandes in eine einachsige Vergleichsspannung ermöglicht die Fließbedingung die Bestimmung des Zeitpunktes der Werkstoffplastifizierung anhand von Versuchsdaten aus einem uni-

axialen Zugversuch. Seit Jahrzehnten wurden einige Fließkriterien bzw. Fließbedingungen entwickelt. Diesbezüglich stellen die Fließkriterien nach von Mises, nach Hill'48, Hill'90 und Barlat89 die bekanntesten und weitverbreitetsten Fließkriterien dar [Mis28], [Hil48], [Hil90], [Ban05]. Das von Mises-Fließkriterium kommt bei isotropen Materialien zum Einsatz und der Fließort kann dabei wie folgend beschrieben werden:

$$k_f = \sigma_{v,v.Mises} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (1)$$

wobei $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ die Hauptspannungen im Raum darstellen. Bei dünnen Blechen kann angenommen werden, dass die Hauptspannung in Blechdickenrichtung $\sigma_3 \approx 0$ beträgt. Ausgehend davon ergibt sich folgende Vereinfachung der Gleichung (1):

$$k_f = \sigma_{v,v.Mises} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_2^2 + \sigma_1^2]} \quad (2)$$

Beim einachsigen Zugversuch gilt: $\sigma_v = \sigma_1$

Das Hill'48-Fließkriterium kann für isotrope und auch anisotrope Blechwerkstoffe angewendet werden:

$$\sigma_{v,Hill48} = \sqrt{\frac{r_{90}\sigma_{11}^2 + r_0\sigma_{22}^2 + r_{90}r_0(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (2r_{45} + 1)(r_{90} + r_0)\sigma_{11}^2}{r_{90}(r_0 + 1)}} \leq k_f \quad (3)$$

Im Hauptspannungsraum wird für den Fall der Blechumformung eine Vergleichsspannung:

$$\sigma_{v,Hill48} = \sqrt{\sigma_1^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_1\sigma_2 + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_2^2} \leq k_f \quad (4)$$

berechnet, in der jedoch der Einfluss der Anisotropie-Werte r_{45} vernachlässigt wird. Unter der Annahme, dass $r_{45} = 0$ und $r_0 = r_{90} = r$ betragen, ergibt sich aus der Gleichung (4):

$$\sigma_{v,Hill48} = \sqrt{\sigma_1^2 - \frac{2r}{1+r}\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2} \leq k_f \quad (5)$$

Das Fließkriterium Hill'90 [Hil90] ist hauptsächlich für Schalenformulierungen in der Blechumformung entwickelt worden und wird häufig für Aluminium und hochfeste Stahlblechwerkstoffe angewendet [Emr13]. Neben den Anisotropiewerten r_0, r_{45} und r_{90} sind für den Einsatz des Hill'90- Fließkriteriums noch Streckgrenzen des Blechwerkstoffs in $0^\circ, 45^\circ$ und 90° zur Walzrichtung sowie die Fließspannung im äquibiaxialen Spannungspunkt [Ban10] erforderlich. Die Gleichung (6) stellt das Hill'90-Fließkriterium in einem globalen Koordinatensystem dar.

$$|\sigma_{11} + \sigma_{22}|^m + (\sigma_b^m / \tau^m) |(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\sigma_{12}^2|^{m/2} + |\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + 2\sigma_{12}^2|^{(m/2)-1} \cdot \{-2a(\sigma_{11}^2 - \sigma_{22}^2) + b(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2\} = (2\sigma_b)^m \quad (6)$$

dabei stellt σ_b die Fließspannung bei äquibiaxialer Zugbeanspruchung und τ die Fließspannung bei reiner Scherdeformation ($\sigma_1 = -\sigma_2$) dar. Die Parameter a und b stellen Materialkonstanten dar, die mit Hilfe der Gleichung (7) bestimmt werden können.

$$a = \frac{1}{4} \left| \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{90}} \right)^m - \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_0} \right)^m \right| \quad (7)$$

$$b = \frac{1}{2} \left| \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_0} \right)^m + \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{90}} \right)^m \right| - \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}} \right)^m$$

Der Exponent m kann durch Lösen von Gleichung (8) bestimmt werden:

$$\left(\frac{2 \cdot \sigma_b}{\sigma_{45}} \right)^m = 2 \cdot (1 + r_{45}) \quad (8)$$

Das Verhältnis σ_b/τ kann in Abhängigkeit vom Koeffizienten r_{45} wie folgt formuliert werden:

$$\left(\frac{\sigma_b}{\tau} \right)^m = 1 + 2 \cdot r_{45} \quad (9)$$

Barlat und Lian [Bar89] stellten im Jahr 1989 folgendes Fließkriterium vor:

$$a|k_1 + k_2|^M + a|k_1 - k_2|^M + c|2k_2|^M = 2k_f^M \quad (10)$$

wobei M den Fließortexponent darstellt. Die Parameter k_1 und k_2 lassen sich über folgende Gleichungen bestimmen:

$$k_1 = \frac{\sigma_1 + h\sigma_2}{2} \quad (11)$$

$$k_2 = \left[\left(\frac{\sigma_1 + h\sigma_2}{2} \right) + p^2 \tau_{12}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

τ_{12} bildet hier die Schubfließspannung. a , c , h sowie p sind werkstoffspezifische Parameter, welche sich über die Anisotropie-Werte r_0 und r_{90} mittels nachfolgender Formeln beschreiben lassen:

$$a = 2 - c = 2 - 2 \sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \cdot \frac{r_{90}}{1+r_{90}}} \quad (13)$$

$$h = \sqrt{\frac{r_0}{1+r_0} \cdot \frac{1+r_{90}}{r_{90}}} \quad (14)$$

$$p = \frac{\sigma_e}{\tau_y} \left(\frac{2}{2a + 2^M c} \right)^{\frac{1}{M}} \quad (15)$$

wobei τ_y für die Schubfließspannung steht.

Die Fließregel beschreibt die Entwicklung der plastischen Dehnung unter einem bestimmten Spannungszustand:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{pl} = \dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (16)$$

λ ist der Lagrange-Multiplikator (auch plastischer Multiplikator genannt), welcher eine skalare Größe darstellt, die zur Erfüllung der Stoffgesetze bestimmt werden muss. Durch das plastische Potential Φ wird die Richtung des plastischen Fließens bestimmt. Neben der Gleichung (16) stellt das Drucker'sche Postulat eine zusätzliche Bedingung dar, gemäß welcher die Fließfläche stets eine konvexe Form besitzen muss [Kra05].

Die Verfestigungsregel bestimmt die Veränderung der Ausgangsfließfläche während des Umformens. Dabei unterscheidet man zwischen isotroper, kinematischer, distorsions-, und anisotroper Verfestigung. Im Fall der isotropen Verfestigung vergrößert sich die Anfangsfließfläche in alle Koordinatenrichtungen gleichmäßig.

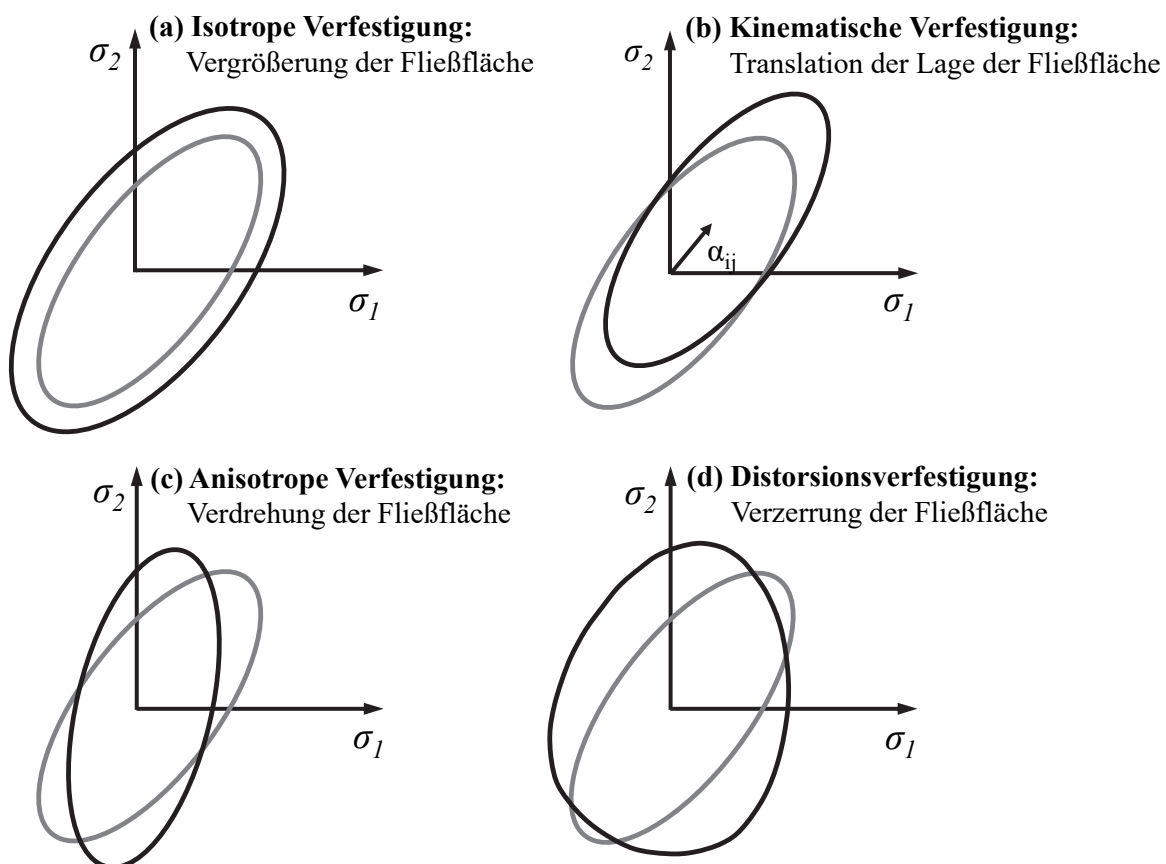


Abbildung 2-11: Entwicklung der Fließfläche bei verschiedenen Verfestigungsarten [Ban10]

Die isotrope Verfestigungsregel wird normalerweise bei der Durchführung einfacher simulativer Machbarkeitsstudien in der Blechumformung von Karosserieteilen eingesetzt. Dabei lassen sich sowohl die Umformkräfte als auch die im Bauteil beim Umformen induzierte Dehnungen hinreichend genau berechnen. Die Fließfunktion der isotropen Verfestigung lässt sich mittels folgender Formel beschreiben:

$$f(\sigma, \bar{\varepsilon}^p) = \bar{\sigma} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}^p) = 0 \quad (17)$$

wobei $\bar{\sigma}$ die wirksame Spannung, $\bar{\varepsilon}^p$ wirksame plastische Verformung und $\sigma_y(p)$ die Fließspannung darstellen.

Bei der isotropen Verfestigung kann die Vergleichsspannung direkt aus der Spannungs-Dehnungs-Kurve des Zugversuchs bestimmt werden. Außerdem liefert der Zugversuch die verwendbaren Daten hinsichtlich der Werkstoffverfestigung nur bis zur Gleichmaßdehnung. Da bei realen Umformprozessen häufig höhere Dehnungen auftreten, muss die Fließkurve über der Gleichmaßdehnung hinaus entsprechend extrapoliert werden. Hierfür können verschiedene Ansätze wie folgt genutzt werden:

$$\text{Ludwik [Lud09]} \quad k_f = k_{f0} + C \cdot \varphi^n \quad (18)$$

$$\text{Swift/Krupkowski [Swi52]:} \quad k_f = K(\varepsilon_0 + \varphi)^n \quad (19)$$

$$\text{Voce [Voc48]:} \quad k_f = A - B \cdot e^{-C\varphi} \quad (20)$$

$$\text{Hockett-Sherby [Hoc75]:} \quad k_f = A - B \cdot e^{-C\varphi^N} \quad (21)$$

$$\text{Gerlach und Keßler [Ger06]} \quad k_f = \alpha \cdot k_{f,Voce} + (1 - \alpha) \cdot k_{f,Swift} \quad (22)$$

Da zwischen diesen verschiedenen Extrapolationsansätzen deutliche Unterschiede insbesondere im Bereich der höheren Dehnungen auftreten können, werden für die industrielle Anwendung häufig Linearkombination aus zwei etablierten Ansätzen verwendet [Emr13].

Dennoch werden bei den Umformprozessen, bei welchen der Werkstoff einer Zug-Druck-Wechselbelastung unterliegt, genauere Ergebnisse insbesondere hinsichtlich der Rückfederung mit dem Einsatz der kinematischen Verfestigungsregel erzielt. Bei der kinematischen Verfestigung wird die Anfangsfließfläche in eine bestimmte Richtung verschoben, wobei ihre Größe bzw. Form unveränderbar bleibt. Aus diesem Grund ist die kinematische Verfestigung richtungsabhängig und lässt sich über folgende Gleichung beschreiben:

$$f(\sigma - \alpha_{ij}) - \sigma_v = 0 \quad (23)$$

Dabei stellt α_{ij} den Tensor der kinematischen Verschiebung im Spannungsraum, welcher sich durch die Modelle nach Prager oder Ziegler bestimmen lässt, dar [Roh02]. Durch solch eine Verschiebung der Fließfläche verhält sich der Werkstoff anisotrop und die Größe der Fließ-

spannung unterscheidet sich raumrichtungsabhängig. Außerdem ist die kinematische Verfestigung dadurch gekennzeichnet, dass nach einer der plastischen Zugbeanspruchung nachfolgenden Druckbeanspruchung die plastische Verformung im Werkstoff früher eintritt. Daher liegt der wesentliche Vorteil der kinematischen Verfestigung darin, dass sich mit dieser Verfestigungsregel der Bauschinger-Effekt recht effektiv charakterisieren lässt. In vielen Verfahren der Blechumformung ist die Berücksichtigung des Bauschinger-Effektes notwendig, da beim Tief- und Streckziehen häufig mehrfach richtungswechselnde Belastungen sowohl am Matrizen-/Stempelradius als auch über den Ziehsicken auftreten. Bei solchen Umkehrungen der Belastungsrichtung weisen die meisten metallischen Werkstoffe einen mehr oder weniger ausgeprägten Bauschinger-Effekt auf [Cho13]. Dieses Phänomen tritt hauptsächlich aufgrund der ungleichmäßigen Verteilung der Verformungen über die Blechdicke auf, wodurch Eigenspannungen im Werkstoff bzw. in bestimmten Bauteilzonen entstehen, die eine frühere Aktivierung der Versetzungsbewegung beim Wechsel der Belastungsrichtung hervorrufen [Bar08], [Wie10]. Darüber hinaus unterstützen die kinematischen Verfestigungsmodelle die genauere simulative Berechnung der Rückfederung. Aufgrund der Tatsache, dass bei den Tief- und Streckziehverfahren weder eine rein isotrope noch eine rein kinematische Verfestigung das reale Werkstoffverhalten möglichst präzise abbilden können, wird in der Regel eine Kombination aus isotroper und kinematischer Verfestigungsregel in der Praxis verwendet. Die Fließkurve und der dazugehörige Fließort bei einer Belastung und anschließenden Belastungsumkehr sind in Abbildung 2-12 schematisch dargestellt.

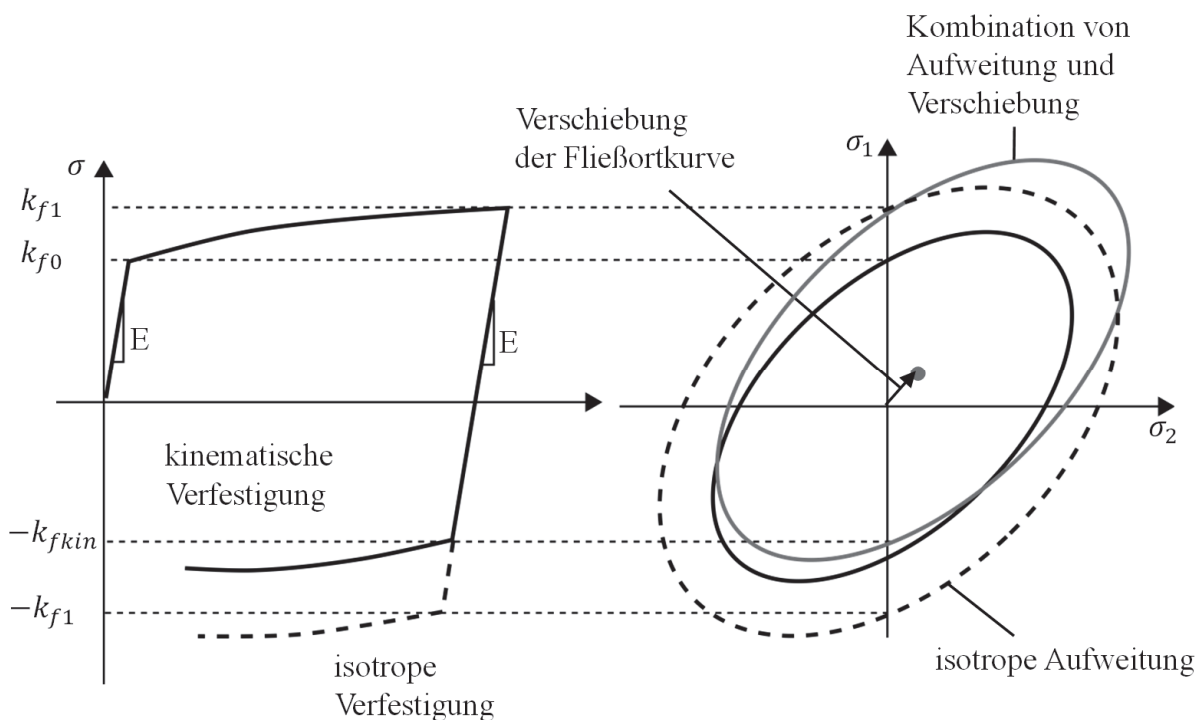


Abbildung 2-12: Prinzipielle Darstellung des Bauschinger-Effekts [Yin14]

Das bekannteste Modell, welches sowohl die Verschiebung als auch die Vergrößerung der Fließfläche berücksichtigt, wurde ursprünglich von Chaboche entwickelt [Rös08]. Darüber hinaus sind die anisotrope Verfestigung und die Distorsionsverfestigung zu erwähnen, wobei die anisotrope Verfestigung teilweise auch als „Rotationsverfestigung“ in der Literatur bezeichnet wird [Bru14], [Cha89]. Durch diese Verfestigungsart wird die Verdrehung der Fließfläche beschrieben. Zur Distorsionsverfestigung kommt es hauptsächlich aufgrund der Entwicklung der plastischen Anisotropie, die in engem Zusammenhang mit der Entwicklung der Walztextur des Blechwerkstoffs bei fortschreitender plastischer Deformation steht [Bru14]. Typische Effekte, welche bei Belastungsrichtungsumkehr auftreten, sind in Abbildung 2-13a dargestellt. Wie bereits erwähnt, kann die frühe Rückplastifizierung des Werkstoffs (engl. early re-yielding) bzw. der Bauschinger-Effekt über die kinematische Verfestigung beschrieben werden. Außerdem ist die Beschreibung des elasto-plastischen Übergangsbereiches (engl. transient behaviour) mit mehreren Rückspannungskomponenten und einer dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls mit dem Chaboche-Modell möglich. Ebenfalls kann die dauerhafte Entfestigung (engl. permanent softening) mit diesem Modell abgebildet werden. Die Stagnation der Verfestigung kann mit dem Chaboche-Modell nicht berücksichtigt werden. Dies ist allerdings mit Hilfe eines Zweiflächen-Modells von Yoshida und Uemori möglich (Abbildung 2-13) [Yos02b].

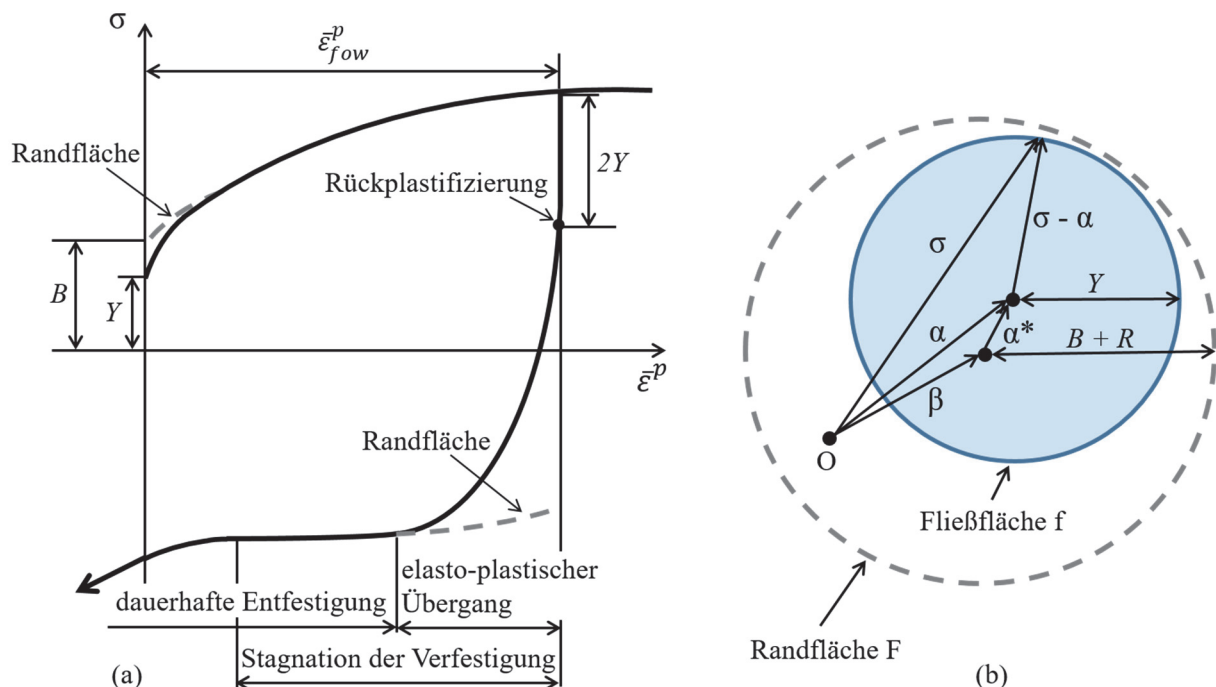


Abbildung 2-13: (a) Schematische Darstellung eines Spannungs-Dehnungs-Verlaufs eines Blechwerkstoffs bei Hin- und Rückverformung, (b) Yoshida-Uemori Zweiflächen-Modell [Haj19], [Yos02a]

Das Yoshida-Uemori-Modell beinhaltet sieben Materialparameter (Y – Fließspannung des Werkstoffs, C – Parameter zur Beschreibung des Übergangs zu Beginn jedes Lastwechsels, B

– bestimmt die Anfangsgröße der Randfläche, R_{sat} – Sättigungswert der isotropen Verfestigungsspannung R bei unbegrenzt großer plastischen Verformung, b – Betrag der kinematischen Verfestigung, m – Verfestigungsexponent, und h - Parameter zur Beschreibung der Verfestigungstagnation), welche entweder analytisch oder mit Hilfe eines numerisch inversen Optimierungsverfahrens bestimmt werden können. Jeder Parameter beeinflusst den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve. Dabei kann die Fließfläche mit folgender Gleichung bestimmt werden:

$$f = \bar{\sigma}(\sigma - \alpha) - Y = 0 \quad (24)$$

wobei σ den Cauchy Spannungsdeviator und α die Mitte der Fließfläche gekenzeichnen. Der Parameter Y bestimmt die Größe der Fließfläche. Die Grenzfläche der Fließspannung wird mit der folgenden Formel beschrieben [Yos02b]:

$$F = \bar{\sigma}(\sigma - \beta) - (B + R) = 0 \quad (25)$$

wobei β die Mitte der Randfläche bestimmt.

Die Parameter B und R stellen die Anfangsgrößen der Randfläche und der isotropen Verfestigung dar. Die Rückspannung (engl. backstress) α kann wie folgend beschrieben werden:

$$\alpha = \alpha^* + \beta \quad (26)$$

dabei bestimmt der Parameter α^* die relative Bewegung der Fließfläche in Bezug auf die Randfläche (Abbildung 2-13b).

Darüber hinaus fand Kessler [Kes08] in seinen Untersuchungen heraus, dass gerade das Yoshida-Uemori-Modell das zuverlässigste Modell zur simulativen Ermittlung der Rückfederung beim Umformen von hochfesten Stahlblechwerkstoffen darstellt.

2.3.1 Möglichkeiten zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung der Stahlbleche

In den letzten Jahren wurde eine Vielzahl an Werkstoffmodellen entwickelt mit dem Ziel, die Genauigkeit der Simulation in der Blechumformung zu erhöhen [Bei11]. Allerdings nimmt mit der Anforderung an eine Erhöhung der Simulationsgenauigkeit zugleich auch die Komplexität der Werkstoffmodelle zu [Hou17]. Zur Definition der komplexeren Materialmodelle werden häufig zusätzliche, sehr aufwändige und nicht standardisierte Versuche benötigt (z.B. zyklischer Zug-Druck-Versuch). Demzufolge erfordert der Einsatz des Modells von Chaboche-Rousselier oder das Yoshida-Uemori-Modell die Ermittlung der Werkstoffparameter basierend auf zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven [Shi08], [Sut15]. Bislang wurden verschiedene Versuchsaufbauten bzw. Testprozeduren entwickelt, welche für diesen Zweck eingesetzt werden können (Abbildung 2-14).


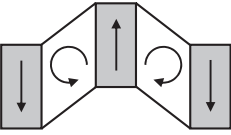
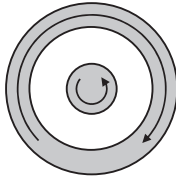

Versuch	Zug-Druck	Symmetrische Scherung	Ebene Torsion	Zyklisches Hin- und Herbiegen
Schematische Darstellung				
Problem	Knicken bei Druckbelastung	Unterschiedliche Vordehnungen in den Umformbereichen	Berücksichtigung von Anisotropie	Inverse Ermittlung der Kennwerte

Abbildung 2-14: Mögliche Versuche zur Ermittlung einer kinematischen Verfestigung

Wie in Abbildung 2-14 dargestellt, gestalten sich die zyklischen Zug-Druck-Versuche zur Bestimmung des Bauschinger-Effektes aufgrund des Ausknickens der dünnen Blechproben bei einer Druckbeanspruchung als recht anspruchsvoll. Dabei soll die plastische Dehnung jene Beträge erreichen, die in einem realen Umformprozess ebenfalls voraussichtlich auftreten werden. Um das Ausknicken der Probe unter Druckbelastung vermeiden zu können, wurden verschiedene Spannvorrichtungen von mehreren Forschern entwickelt und empfohlen. Trotz zahlreicher Ansätze zur Durchführung solcher Versuche wurde dafür bisher kein Standard festgelegt. Erste zyklische Zug-Druck-Versuche wurden von [Abe66], [Bat86] und [Kar01] durchgeführt.

Die entsprechende Blechprobe wird zunächst unter Zugbelastung vorgedehnt und anschließend ohne Versuchsabbruch durch Druckbelastung gestaucht [Abe66]. Mit diesem Versuchsaufbau ist es auch möglich, die Probe zuerst zu stauchen und anschließend zu recken, wodurch das Risiko des Ausknickens im Vergleich zur umgekehrten Belastungsfolge reduziert wird [Kra05]. Der wesentliche Vorteil des in diesem Fall auftretenden einachsigen Zug- und Druckspannungszustandes und dessen gleichmäßige Verteilung über der Blechdicke liegt darin, dass die Parameter des untersuchten Blechwerkstoffes direkt ermittelt werden können [Bog05], [Yin14]. Ein Nachteil dieses Versuchsaufbaus stellt die Knickgefahr unter Druckbelastung dar, wodurch lediglich vergleichsweise niedrigere Dehnungswerte erreicht werden können. Darüber hinaus muss der Zug-Druck-Versuch unterhalb der Grenze des Einschnürens der dünnen Blechprobe durchgeführt werden, da nur bis zu dieser Grenze der einachsige Spannungszustand gewährleistet ist. Bei den sog. Tiefziehstählen liegt diese Grenze bei etwa $\varphi=0,20-0,25$. Allerdings ist bei hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen mit einer wesentlich niedrigeren erreichbaren logarithmischen Gleichmaßformänderung zu rechnen [Mel15].

Die Ermittlung der kinematischen Verfestigung des untersuchten Werkstoffes ist ebenfalls mittels eines zyklischen Wechsel-Scher- bzw. Torsions-Versuchs als auch eines Wechsel-Biege-

Versuchs möglich. Einen wesentlichen Vorteil des Wechsel-Scher-Versuchs stellt der relativ hohe erreichbare Umformgrad dar [Yin15], [Bri19]. Aus diesem Grund ist eine Extrapolation der Fließspannung gar nicht oder nur in geringerem Maße notwendig. Aufgrund seiner Einfachheit wird oft auch der zyklische Wechsel-Biege-Versuch zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung eingesetzt (Abbildung 2-15c). Der wesentliche Vorteil dieses Versuchsaufbaus gegenüber den anderen liegt in der gut reproduzierbaren und robusten Durchführung der Versuche [Yin14].

Jedoch werden beim zyklischen Hin- und Rückbiegen in Blechdickenrichtung komplexere Spannungszustände hervorgerufen. Aufgrund der Biegung entsteht über die Blechdicke ein wechselnder Spannungsgradient von Zug auf Druck, wodurch der Einsatz eines Verfahrens zur direkten Parameteridentifikation nicht möglich wird. In diesem Fall muss zur Ermittlung der Parameter der kinematischen Verfestigung eine inverse bzw. iterative Methode verwendet werden, welche im Vergleich zur direkten Parameteridentifikation wesentlich aufwändiger ist [Doi10], [Sut15]. In Abbildung 2-15 sind verschiedene Versuchsaufbauten zur Ermittlung des Bauschinger-Effektes dargestellt [Kuw05], [Zan13], [Egg11].

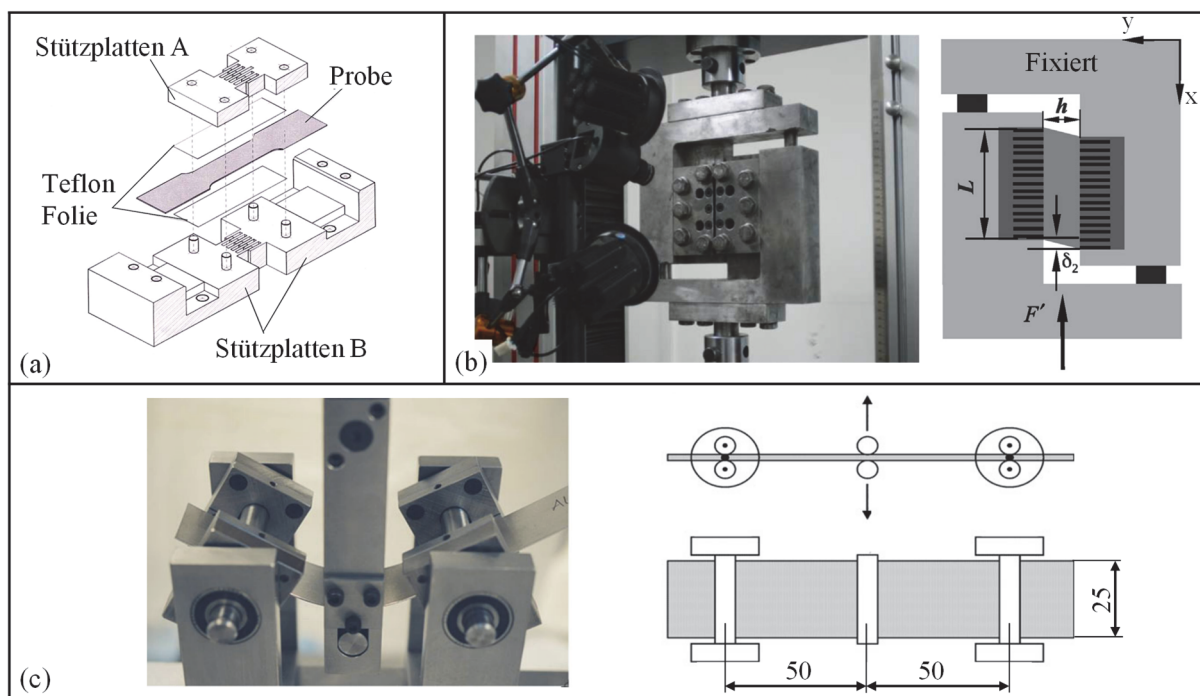


Abbildung 2-15: Verschiedene Versuchsaufbauten zur Ermittlung des Bauschinger-Effektes; (a) Zug-Druck-Versuch, (b) Wechsel-Scher-Versuch, (c) Drei-Punkt-Biege-Versuch

Um das Ausknicken der dünnen Probe beim zyklischen Zug-Druck-Versuch zu vermeiden, verwendete Kuwabara [Kuw05] seitlich fixierte Platten, welche jeweils aus zwei Kämmen bestehen, die unter Druckbeanspruchung ineinander fahren können (Abbildung 2-15a). Mittels dieser Vorrichtung wird die Blechprobe während des Versuchs über ihre gesamte Länge seitlich gestützt. Bei der Durchführung von Wechsel-Scher-Versuchen wird die Probe an den beiden

äußeren Enden in der Vorrichtung fest eingespannt [Zan13] und die Vorrichtung zusammen mit der Blechprobe in einer konventionellen Zugprüfmaschine montiert. Beim Versuch wird die Quertraverse der Zugprüfmaschine entsprechend in wechselnden Richtungen weggeregelt bewegt, wodurch der mittlere und nicht seitlich gestützte Bereich der Blechprobe auf Scherung belastet wird.

Die Messung der auftretenden Dehnungen erfolgt mit Hilfe eines optischen Messsystems [Zan13]. Basierend auf den dabei erzielten Messergebnissen werden die Spannungs-Dehnungs-Kurven graphisch dargestellt und anschließend zur Bestimmung der erforderlichen Parameter des Yoshida-Uemori-Modells mit Hilfe eines numerisch inversen Verfahrens verwendet.

Im Falle der sogenannten Drei-Punkt-Biegung wird die Blechprobe in der Vorrichtung an ihren Enden beweglich gelagert und mittels einer entsprechenden Einspannung in deren Mitte translatorisch in Probendickenrichtung wechselnd belastet [Egg11].

2.3.2 Dehnungsabhängige Reduktion des Elastizitätsmoduls

Neben dem Bauschinger-Effekt stellt der E-Modul jene Materialgröße mit dem stärksten Einfluss auf die Rückfederung dar. Hierfür weisen zahlreiche Veröffentlichungen nach, dass der E-Modul während der Umformung nicht konstant bleibt, sondern mit Erhöhung der plastischen Dehnung niedrigere Werte annimmt [Kim11], [Mor96], [Cho13], [Ozs14], [Has15]. Aus einer solchen Abnahme des E-Moduls mit steigender plastischer Dehnung ergibt sich ein höherer elastischer Dehnungsanteil an der Gesamtdehnung und dadurch eine Zunahme der Rückfederung [Mar92], [Sch02], [Wei09]. Die Abhängigkeit des E-Moduls von der Dehnung lässt sich mit folgender Formel beschreiben [Yos02a]:

$$E = E_0 - (E_0 - E_a)[1 - \exp(-\xi p)] \quad (27)$$

Hierbei steht E_0 für jenes E-Modul, welches ein unbelasteter Werkstoff aufweist. E_a sowie ξ sind Materialkonstanten, die zur genaueren Beschreibung der E-Moduländerung dienen [Yos02a]. [Sev12] stellte in seinen Untersuchungen mit dem Werkstoff DP 780 fest, dass sich mit Erhöhung der wahren Dehnung bis etwa 0,11 der Wert des E-Moduls (engl. apparent Young's modulus) um 28 % reduzierte. In Abbildung 2-16 sind sowohl die Spannungs-Dehnungs-Kurve aus dem Zug-Belastungs-Entlastungs-Versuch als auch die dehnungsabhängige Reduzierung des E-Moduls für den Werkstoff DP 780 dargestellt. Diese Versuche wurden mit der klassischen Zugprobe nach DIN EN ISO 6892-1 durchgeführt.

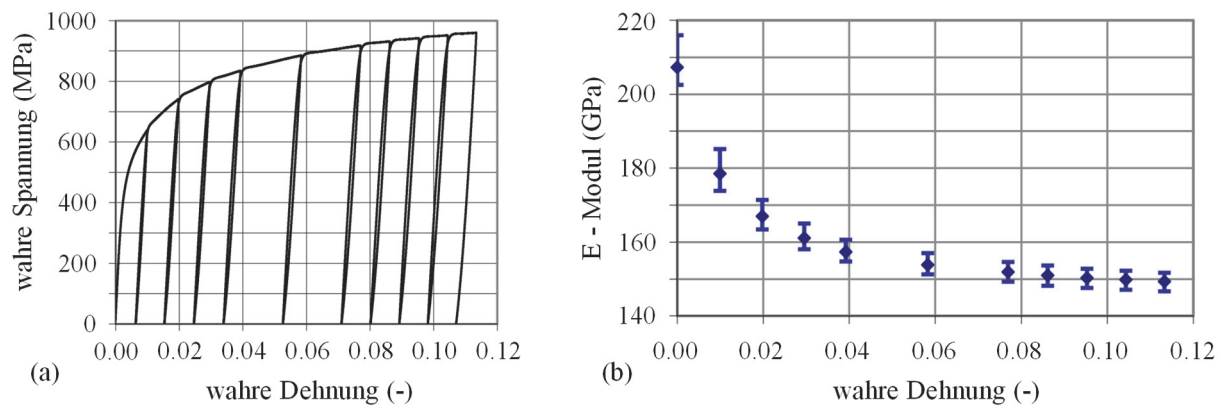


Abbildung 2-16: Dehnungsabhängige Reduzierung des E-Moduls für den Werkstoff DP 780; (a) Spannungs-Dehnungs-Kurve aus dem Zug-Belastungs-Entlastungs-Versuch, (b) Abfall des E-Moduls in Abhängigkeit von der wahren Dehnung einer Zugprobe nach DIN EN ISO 6892-1 [Sev12]

[Cob09] untersuchte die Änderung des E-Moduls in Abhängigkeit von der induzierten Dehnung für mehrere hoch- und höchstfeste Stahlblechwerkstoffe (DP 550/800, DP 950/1200, DP 1070/1220 und DP 1430/1520). In seiner Arbeit wurde herausgefunden, dass sich beim DP-Stahl mit mittlerer Festigkeit und einem hohen Anteil des Ferrits der E-Modul bis zu etwa 21 % reduziert. Beim Ferritanteil von 2 % ist die dehnungsabhängige Reduzierung des E-Moduls geringer und beträgt für diesen DP-Stahl nur 8 %. Der experimentell ermittelte Abfall des E-Moduls während der Entlastung wurde in das FE-Modell integriert und anschließend bei verschiedenen Biegesimulationen untersucht. Seine Arbeiten führten schließlich zu der Erkenntnis, dass wesentlich genauere Ergebnisse hinsichtlich der Rückfederungsvorhersage unter Berücksichtigung der dehnungsabhängigen Reduktion des E-Moduls erzielt werden können [Cob09]. Aus diesem Grund ist die möglichst exakte Berücksichtigung der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls bei der Simulation von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen besonders wichtig.

2.4 Rückfederungsmechanismen von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen

Während des Umformvorgangs eines Bauteils aus Blech wird der Werkstoff bzw. das Halbzeug aufgrund der Krafteinwirkung durch die Werkzeugwirkflächen geometrisch bedingten Formänderungen unterworfen, die aus elastischen und plastischen Anteilen bestehen. Der Begriff „Rückfederung“ bezeichnet dabei die Formänderung eines solchen Bauteils nach dem Öffnen des Umformwerkzeuges bzw. nach der Entlastung des Bauteils. Im Falle von 3-dimensionalen, geometrisch komplexen Bauteilen führt diese Rückfederung zu örtlich spezifischen Abweichungen von der Soll-Geometrie des Werkstücks, was eine in der Bauteilfläche inhomogene Spannungs- und Formänderungsverteilung zur Folge hat, sodass die Rückfederungsbeträge in unterschiedlichen Bauteilbereichen verschieden stark auftreten (Abbildung 2-17). Die elastische Energie nach der Entlastung des Bauteils baut sich durch diesen Rückfederungsvorgang

nicht vollständig ab, sondern verkleinert sich nur in soweit, bis ein stabiler Gleichgewichtszustand des isolierten Bauteils unter Schwerkrafteinfluss eingetreten ist [Hof12], [Lie13].

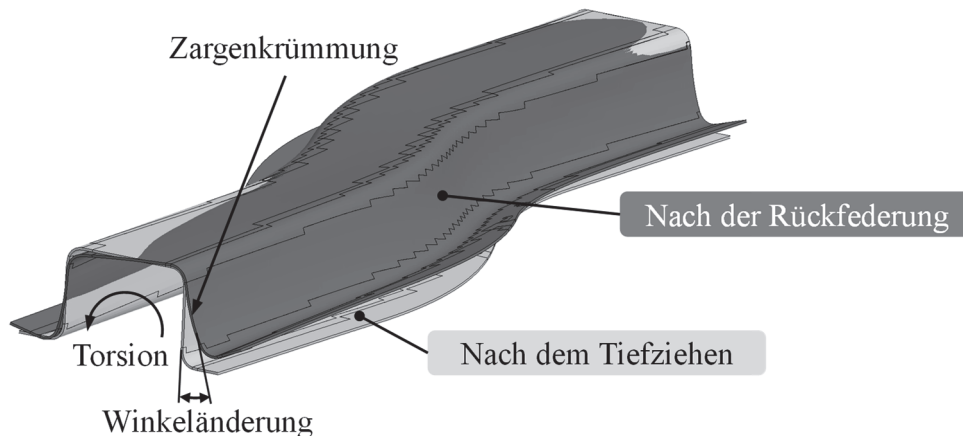


Abbildung 2-17: Prinzipielle Rückfederungseffekte nach der Entnahme eines trägerförmigen Bauteils aus dem Werkzeug [Rad17]

Die nach der Entlastung des Bauteils in seinem Volumen verbleibenden Spannungen, die sich in Abhängigkeit von der lokalen Umformhistorie örtlich spezifisch ausbilden, werden Eigenspannungen genannt. Generell kann eine Unterteilung in drei Arten von Eigenspannungen erfolgen, wobei in der Blechumformung lediglich die Eigenspannungen erster Art (Makroeigenspannungen) eine nennenswerte Rolle spielen [Hüt01]. Eigenspannungen erster Art verursachen makroskopische Formabweichungen, so dass sich eine Werkstückgeometrie aufgrund äußerer eingprägter Lasten geometrisch verändert (Abkanten von Flanschen, Falzen, Nachformen usw.) oder wenn Teilvolumina des Werkstücks entfernt werden (Randbeschnitt, Lochungen usw.). Der wesentliche Nachteil von eigenspannungsbehafteten Bauteilen ist daher das u.U. rascher eintretende Versagen derselben, da die tatsächlich wirkenden Lastspannungen aus der kumulierten Spannung aus der äußeren Belastung und den sich zusätzlich überlagernden Eigenspannungen gebildet werden. Eigenspannungen führen daher zu einem erhöhten Verzugspotential des Bauteils, was bei dessen Einsatz zu schwierig prognostizierbaren Lebensdauerangaben oder im Versagensfall zu einem nicht prognostizierbaren Bifurkationsverhalten führen kann.

Den größten Einfluss auf das Ausmaß der Rückfederung eines Blechformteils weist seine Eigenspannungsverteilung nach dem Entlasten auf. Die Verfahren des Tief- und Streckziehens haben dabei im Blechbauteil charakteristische Verteilungen von Eigenspannungen zur Folge, die im Wesentlichen Formabweichungen aufgrund von Biege- und Membranspannungen nach sich ziehen. Beim Ziehen von Karosseriestrukturbauteilen werden jene Werkstückbereiche, welche sich in Kontakt mit dem Stempel / der Matrize befinden, einer biegenden Beanspruchung ausgesetzt. In Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie kann das Biegen um eine gerade

oder gekrümmte Kante entstehen. Beim Biegen um eine gerade Kante kommt es im Biegeradius zu einer Biegespannung mit elastischem Anteil (Abbildung 2-18a).

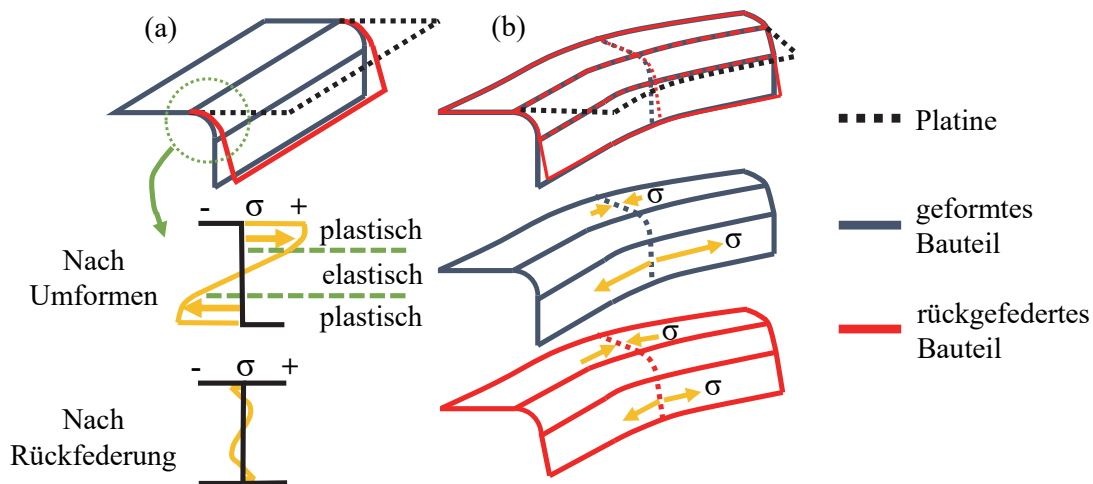


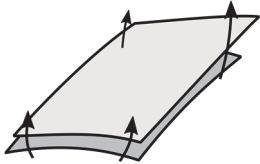
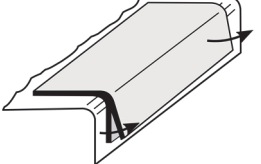
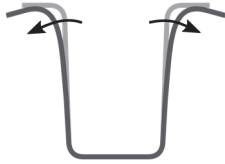
Abbildung 2-18: Grundmechanismen der Rückfederung gebogener Bauteile aus Blech [Rol04]

Nach dem Entnehmen des Bauteils aus dem Werkzeug bewirkt eine solche Spannungsverteilung zunächst ein Auffedern des Radius und damit eine geometrische Abweichung der angrenzenden Bauteilbereiche (z.B. Bauteilflansch, -boden und -zarge). Allerdings werden beim Biegen um eine entweder konkave oder konvexe Kante neben den Biegespannungen im Biegeradius zusätzliche Membranspannungen erzeugt bzw. generiert, welche sich folglich in den an den Biegeradius angrenzenden Bauteilbereichen auswirken (Abbildung 2-18b). Normalerweise treten auf einer Seite des Bauteilradius Membranzug- und auf der gegenüberliegenden Seite Membran-Druck-Spannungen auf. Beim Abbau solcher unterschiedlichen Spannungsverteilungen in den an den Biegeradius angrenzenden Bauteilbereichen kommt es meist zur Torsion bzw. Verdrehung des Bauteils [Rol04]. Alle diese Grundmechanismen der Rückfederung nach dem Tiefziehen treten an realen Pressteilen in der Praxis kombiniert bzw. in überlagerter Form auf.

Eine Übersicht verschiedener Rückfederungseffekte mit Nennung des Ortes, ihrer Ausprägung, der Ursachen sowie deren Dimensionalität ist in Tabelle 2-2 dargestellt [Bir13]. Dabei entsteht die sog. Membranrückfederung durch den Abbau von Membranspannungen, die normalerweise an den angrenzenden Flächenbereichen von Ziehteilen um eine nicht gerade verlaufende Matrizenkante verursacht werden. Insbesondere beim Umformen von länglichen Karosseriestrukturebauteilen bzw. Trägerbauteilen kommt es aufgrund von Membranrückfederung zur Verdrehung bzw. Torsion der Profilquerschnitte in Bauteillängsrichtung. Aufgrund der Biegerückfederung wird eine Änderung des Öffnungswinkels des Profilquerschnittes verursacht. Darüber

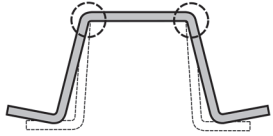
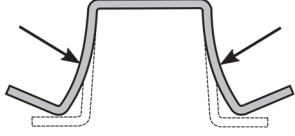
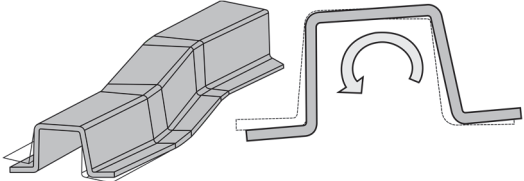
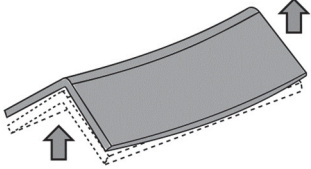
hinaus werden beim ziehenden Biegen über die Matrizenkante in der Bauteilzarge zugüberlagerte Biegespannungen hervorgerufen, was nach der Bauteilentlastung die Entstehung der Rückbiegerückfederung und damit eine Zargenkrümmung zur Folge hat.

Tabelle 2-2: Arten der Rückfederung [Bir13]

Art der Rückfederung	Membranrückfederung	Biegerückfederung	Rückbiegerückfederung
Ort der Rückfederung	elastische Formänderungen schalenförmiger Werkstückbereiche	elastische Formänderungen im Bereich von Biegekanten	elastische Formänderungen im Bereich von Ziehteilzargen
Ausprägung der Rückfederung	Aufbiegung, Verdrehen	Aufbiegung entlang einer Werkstückkante	Verwölbung der Zarge nach innen oder außen
Ursache der Rückfederung	Membranspannungen	Biegespannungen	Zugüberlagerte Biegespannungen
Dimensionalität	3-dimensional	überwiegend 2-dimensional	überwiegend 2-dimensional
			

In Tabelle 2-3 sind die Änderung des Öffnungswinkels, die Zargenkrümmung, die Torsion (Verdrillung) sowie die Krümmung eines Hut-Profils bildlich dargestellt und deren Ursachen erklärt.

Tabelle 2-3: Auswirkung der Rückfederung nach [Yos13] am Beispiel eines Hut-Profils

<p>Abweichung des Öffnungswinkels Elastischer Rücksprung aufgrund der ungleichmäßigen Spannungsverteilung in der Zone des Stempelkantenradius nach dem Biegen.</p>	
<p>Zargenkrümmung Elastischer Rücksprung der Bauteilzarge aufgrund der ungleichmäßigen Spannungsverteilung über die Blechdicke nach dem Hin- und Rückbiegen.</p>	
<p>Torsion bzw. Verdrillung Elastischer Rücksprung aufgrund der durch den Umformvorgang verursachten unterschiedlichen Torsionsmomente in den Querschnittsebenen entlang des Bauteils.</p>	
<p>Globale Krümmung Elastischer Rücksprung entlang des Stempelkantenradius aufgrund der ungleichmäßigen Spannungsverteilung über die Blechdicke.</p>	

2.4.1 Membranrückfederung

Die Membranrückfederung tritt hauptsächlich in schalenförmigen, großflächigen Bauteilbereichen auf. Abhängig davon, ob in bestimmten Bauteilbereichen während des Umformens Membran-, Zug- oder -Druckspannungen beim Umformen induziert wurden, dehnen sich nach dem Entnehmen des Bauteils aus dem Umformwerkzeug solche Bereiche partiell aus oder ziehen sich aufgrund von Rückfederung zusammen [Bir13]. Daraus entsteht eine dreidimensionale Rückfederung, die zum Aufbiegen oder/und Verdrehen des umgeformten Bauteils führt.

Herrschen im Flansch oder in der Zarge am Ende des Tiefziehvorganges auf einer Bauteilseite Membran-Zugspannungen und auf der gegenüberliegenden Bauteilseite Membran-Druckspannungen vor (Abbildung 2-19), so wird die Verdrillung des Bauteils nach dessen Entlastung ausgeprägter ausfallen. Durch das Zusammenziehen der durch Zug belasteten Bauteilbereiche bzw. dem Ausdehnen der durch Druck belasteten Bereiche bildet sich ein Kräftepaar mit umgekehrtem Vorzeichen aus, welches dazu führt, dass sich die Bauteilenden relativ zueinander verdrehen [Pha14]. Dabei weicht das Bauteil insgesamt aus, um die inneren Spannungen in Wechselwirkung mit der aktuellen Bauteilgeometrie auszugleichen. Einen wesentlichen Einfluss auf das Maß der Bauteilverdrillung weist neben den Differenzen der wirkenden Membranspannungen in verschiedenen Bauteilbereichen auch die Steifigkeit der Bauteilgeometrie bzw. des Querschnittes auf.

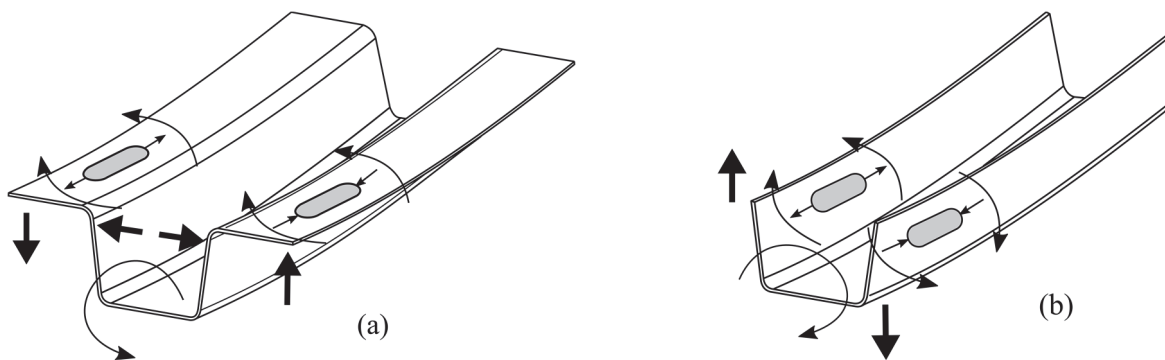


Abbildung 2-19: Entstehung der Verdrillung eines Hut-Profils aufgrund der unterschiedlichen Membranspannungen (a) in den Flanschbereichen und (b) in den Zargenbereichen [Ahs14]

Meistens sind längliche Karosseriestrukturbauteile mit geringer Torsionssteifigkeit als auch die Bauteile mit veränderlicher Querschnittsbreite in der Praxis von solcher Bauteilverdrillung betroffen [Ahs14], [Alt12], [Rol04], [Xue17]. Die Herstellung solcher Bauteile erfolgt hauptsächlich in mehreren Umformstufen, wodurch sich in jeder Umformstufe ein neuer Spannungszustand im Bauteil einstellt. Darüber hinaus werden sowohl Steifigkeit als auch die Spannungsverteilung im Bauteil nach der Randbeschnittoperation verändert, sodass sich die Bauteilenden sogar in entgegengesetzter Richtung bezüglich der in der vorherigen Umformstufe aufgetretenen Rückfederung verdrehen können [Lie14a].

2.4.2 Biegerückfederung

Die hier an zweiter Stelle genannte Rückfederungsart ist die Biegerückfederung. Diese Art der Rückfederung tritt grundsätzlich aufgrund von elastischen Formänderungen an der Biegekante des Bauteils auf und führt zu einer Rückbiegung von Bauteilzonen entlang der Biegekante. Abhängig von den reversiblen und irreversiblen mikroplastischen Dehnungsanteilen im Bauteil bleiben hierbei Eigenspannungen erhalten, welche mit äußeren Belastungen im Gleichgewicht stehen. Den größten Einfluss auf das Ausmaß der Rückfederung hat die Spannungsverteilung im Werkstück, die beim Umformen verursacht wurde [Bir18].

Um den Rückfederungseffekt besser zu verstehen, werden im Folgenden die auftretenden Spannungen im Blechquerschnitt im Fall des Biegens und des Biegens mit überlagerter Zugspannung erläutert. Beim Biegen ohne Längskräfte (Abbildung 2-20a) herrschen durch das aufgebraachte Biegemoment oberhalb der neutralen Faser die Zugspannungen und dementsprechend unterhalb der neutralen Faser die Druckspannungen vor.

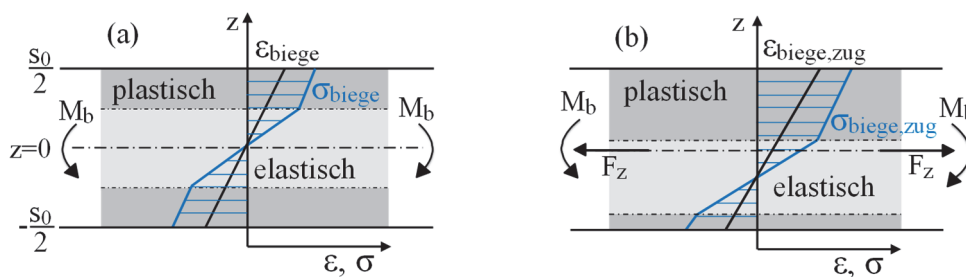


Abbildung 2-20: Auftretende Spannungsverläufe beim (a) Biegen und (b) Biegen mit überlagerter Zugspannung [Sch02]

Wenn die wirkenden Biegespannungen die Fließspannung des Werkstoffs übersteigen, wird das Blechbauteil plastisch gebogen. Stellen sich jedoch nur geringe Biegespannungen unterhalb der Fließspannung ein, so verformen sich die Bauteilbereiche nur elastisch. Beim Umformen von hutförmigen Bauteilen werden die Seitenwände des Profils bzw. die Zargen vorwiegend durch das Biegen mit überlagerter Zugspannung beansprucht (Abbildung 2-20b). Dabei kommt es zur Verschiebung der neutralen Faser und somit des elastischen Bereiches in Richtung der druckbelasteten Seite im Blechquerschnitt. Bei Entfernung der äußeren Kräfte bzw. bei Entnahme des Bauteils aus dem Werkzeug entsteht ein Entlastungsmoment M_e (Abbildung 2-21b), durch welches das Belastungsbiegemoment teilweise überlagert wird [Hüt01], [Scm02]. Solche Überlagerungseffekte nach der Entlastung führen zu der in Abbildung 2-21c vereinfacht dargestellten Spannungs- und Dehnungsverteilung.

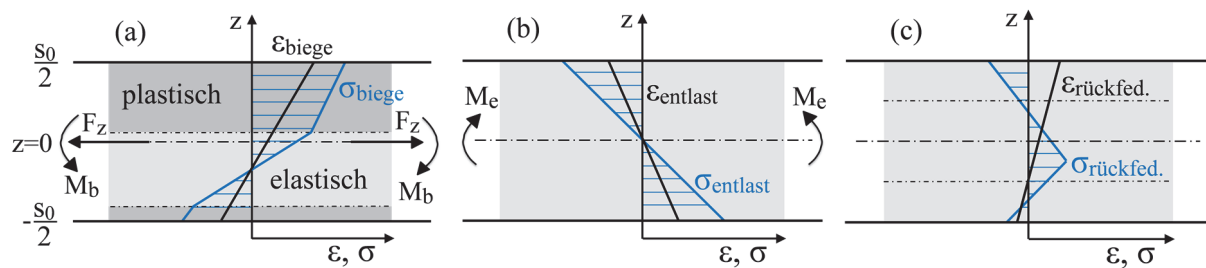


Abbildung 2-21: Auftretende Spannungen vor und nach der Rückfederung; (a) Belastung aus Streckbiegevorgang, (b) Entlastungsmoment M_e durch Entfernung äußerer Kräfte, (c) resultierende Dehnung und Spannung nach Rückfederung [Sch02]

Dadurch kommt es zur Längung jener Bauteilfasern, welche zuvor durch Zug belastet waren (oberhalb der neutralen Faser), und gleichzeitig zum Schrumpfen der durch Druck belasteten Bauteilfasern (unterhalb der neutralen Faser). Das Schrumpfmaß ist aufgrund des Biegens mit überlagerten Zugspannungen deutlich geringer als bei der Längung. Durch solche asymmetrischen Faserlängenänderungen kommt es zum Aufbiegen der Bauteilkanten und somit zur Vergrößerung der Öffnungswinkel an den Bauteilradien (siehe Tabelle 2-3). Wie erwähnt, liegen im belasteten Bauteil oberhalb der momentan spannungsfreien Faser bzw. neutralen Faser noch Zugspannungen vor. Bei der Bauteilentlastung überlagern diese die aktuell wirkenden Druckspannungen, wodurch in den äußeren Fasern des Bauteils letztendlich Druckeigenstress verbleiben. In Richtung Blechmittelebene verringert sich der Betrag des Entlastungsmoments und die ursprünglich anliegenden Zugspannungen verbleiben in Form von Eigenstress im Bauteil. Unterhalb der neutralen Faser bzw. in negativer z -Richtung ergibt sich ein ähnliches Bild der Spannungsverteilung. In diesem Fall verbleiben Druckeigenstress außen und in Richtung der spannungsfreien Faser Zugeigenstress im Bauteil zurück. In Sonderfällen kann das Entlastungsmoment so groß sein, dass es zur erneuten Plastifizierung bei der Bauteilrückfederung kommt, jedoch in entgegengesetzter Richtung [Sch02]. Grundsätzlich ist das Ausmaß der Rückfederung vom Spannungsgradienten bzw. von der Spannungsdifferenz über die Blechdicke abhängig [Rad17a].

2.4.3 Rückbiegerückfederung

Die Rückbiegerückfederung bzw. die Krümmungen der Bauteilflächen, welche nach der Entlastung häufig auftreten, stellen bei der Umformung von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen ein großes und bislang in der Praxis schwer zu bewältigendes Problem dar. Solche Krümmungen treten hauptsächlich aufgrund der beim Umformen verursachten zugüberlagerten Biegespannungen bzw. nach deren Entlastung auf. Beim Ziehen eines hutförmigen Bauteils wird, wie bereits bekannt, der Blechzuschnitt nach dem Kontakt mit dem Stempel über den Matrizenradius gebogen. In dem so gebogenen Bauteilbereich werden zwischen der spannungsfreien Faser und dem Matrizenradius Druckspannungen erzeugt (Abbildung 2-22). Analog dazu wirken in

den restlichen Volumina des gebogenen Bereiches die Zugspannungen. Am Auslauf des Matrizenradius bzw. am Übergang zwischen dem Matrizenradius und der Zarge wird das Werkstück zurückgebogen. Dabei werden auf der Bauteilaußenseite wirkende Druckspannungen den Zugspannungen überlagert, und analog dazu, auf der Bauteilinnenseite die Zugspannungen den Druckspannungen. Bei weiterer Erhöhung der Ziehtiefe kommt es zur Formgebung der Bauteilzargenbereiche. Aufgrund des Ziehens der Platine über den Matrizenradius wurde dieser Bereich einer biegenden und einer ziehenden Belastung ausgesetzt. Allerdings kommt es in diesem Bauteilbereich zu keiner weiteren Überlagerung der wirkenden Spannungen und nur aufgrund der ziehenden Belastung kann die Differenz zwischen Zug- und Druckspannungen über die Blechdicke beeinflusst werden. Im Flanschbereich entstehen homogen verteilte Zugspannungen, deren Intensität vom Betrag der Blechrückhaltung abhängt (Abbildung 2-22).

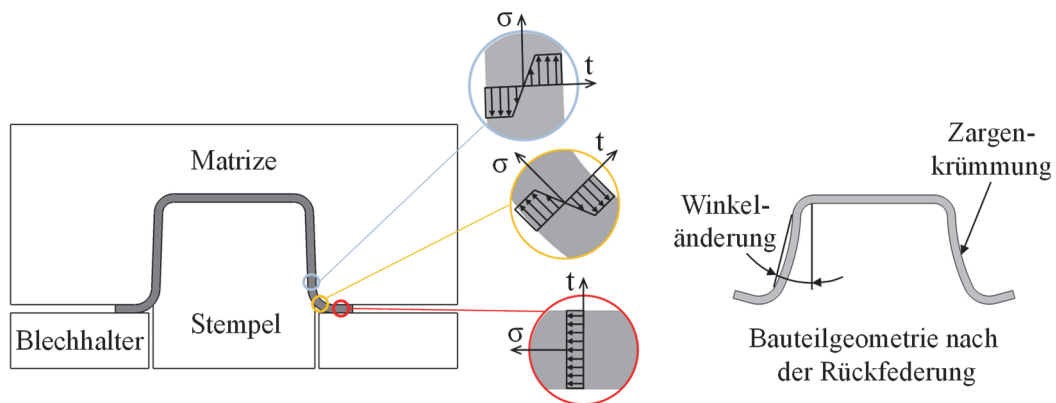


Abbildung 2-22: Spannungsverteilung in verschiedenen Bauteilbereichen nach dem Umformen eines hutförmigen Bauteils nach [Kra05]

Jede dieser zuvor erwähnten Spannungsverteilungen führt nach der Entlastung zu den ortsspezifischen Formabweichungen, weil der Betrag und die Art der Rückfederung hauptsächlich von der beim Umformen über den Blechquerschnitt verursachten Spannungsgradienten abhängig sind [Bir18]. Dabei kommt es zur Längung der Bauteilfaser, welche beim Umformen mit Druck belastet war und gleichzeitig zur Stauchung bzw. zum Schrumpfen jener Bauteilfaser, welche mit Zug belastet war. Aus diesem Grund entsteht bei der in Abbildung 2-22 dargestellten Spannungsverteilung eine Krümmung der Zarge nach außen [Kra05]. Abhängig von der Größe des Matrizenradius kann die Krümmung der Zarge entweder nach außen oder innen erzeugt werden. Bei einem genügend kleinen Matrizenradius und einer geeigneten Bauteilgeometrie, bei welcher der Winkel zwischen der Zarge und dem Boden etwa 90° beträgt, kann am Auslauf des Matrizenradius sogar die dritte Biegung auftreten, womit die Biegespannungen in der Zarge nochmals überlagert werden können [Kra05]. Durch eine solche zusätzliche Spannungsüberlagerung bildet sich in der Bauteilzarge eine im Vergleich zu der in Abbildung 2-22 dargestellten

vollständig umgekehrte Spannungsverteilung über die Blechdicke aus. Dadurch wirken im Zargenbereich auf der Bauteilaußenseite Druck- und auf der Innenseite Zugspannungen. Durch den Abbau solcher Spannungsverteilungen würde eine nach innen gerichtete Krümmung der Zarge gebildet. Allerdings besitzen viele Karosseriestrukturbauteile mehr oder weniger geneigte Zargenflächen, wodurch unabhängig von der Größe des Matrizenradius die dritte Biegung am Übergang zwischen dem über den Matrizenradius gebogenen Bereich und der Zarge selten auftritt. Aus diesem Grund entstehen nach dem Umformen solcher Bauteile meistens nach außen gerichtete Krümmungen der Zarge, wie in Abbildung 2-22 dargestellt.

2.4.4 Generelle Einflüsse auf die Rückfederung

Das Rückfederungsverhalten eines Bauteils aus Blech wird grundsätzlich durch den eingesetzten Blechwerkstoff, die Bauteil- und Werkzeuggeometrie als auch die Prozessparameter beeinflusst. Eine Übersicht der wichtigsten Größen auf die Rückfederung ist in Abbildung 2-23 dargestellt.

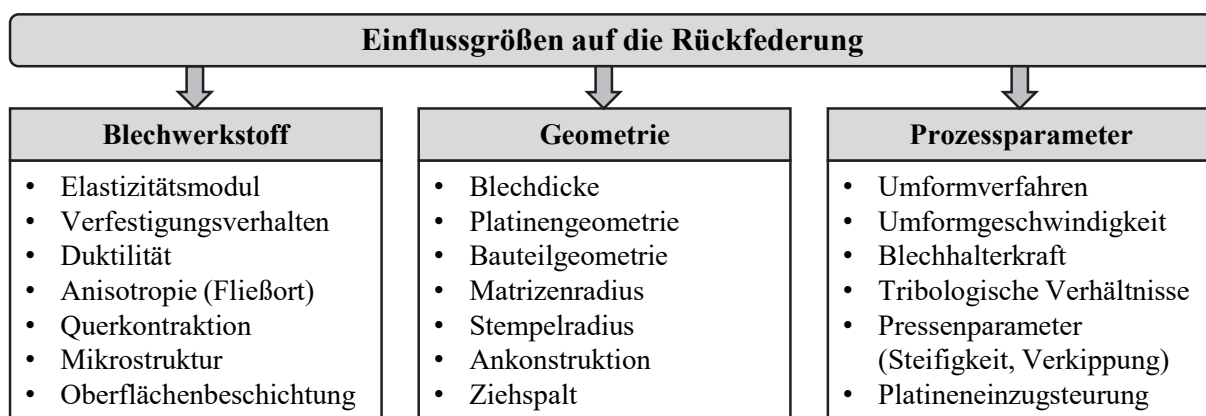


Abbildung 2-23: Grundsätzliche Einflussgrößen auf die Rückfederung [Roh02], [Kibb17]

Die Eigenschaften des Blechwerkstoffs weisen dabei jedoch den größten Einfluss auf den Betrag der Formabweichung auf. Vor allem sind die Gesamtdehnung, die Dehngrenze, der E-Modul und der Verfestigungsexponent hierbei von Bedeutung [Has15], [Sie15]. Der qualitative Einfluss dieser Größen ist in Abbildung 2-24 dargestellt. Die Gesamtdehnung ε_t wird als Summe der elastischen Dehnung ε_e und der plastischen Dehnung ε_p definiert ($\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_p$). Nimmt die Gesamtdehnung zu, wird der Betrag der Rückfederung relativ größer, da der elastische Dehnungsanteil ε_e bei einem gleich bleibenden Spannungs-Dehnungs-Verlauf relativ größer wird (Abbildung 2-24). Zur erhöhten Rückfederung führt ebenfalls eine Erhöhung der Dehngrenze $R_{p0,2}$, da bei gleicher Gesamtdehnung der Anteil der elastischen Dehnung größer wird. Darüber hinaus spielt der E-Modul beim Auftreten der Rückfederung eine wichtige Rolle. Wird der E-Modul bei der gleichbleibenden Gesamtdehnung erhöht, so verringert sich der Anteil der elastischen Dehnung und es stellt sich eine geringere Rückfederung ein. Andererseits

führt eine Verringerung des E-Moduls zur Erhöhung des Rückfederungsbetrags [Sie15], [Roh02]. Der Verfestigungsexponent n stellt einen weiteren Einflussfaktor dar [Ing09]. Bei gleicher Dehngrenze $R_{p0,2}$ nimmt die Rückfederung bei einer Vergrößerung des Verfestigungsexponenten zu, da die elastische Dehnung steigt [Sie15].

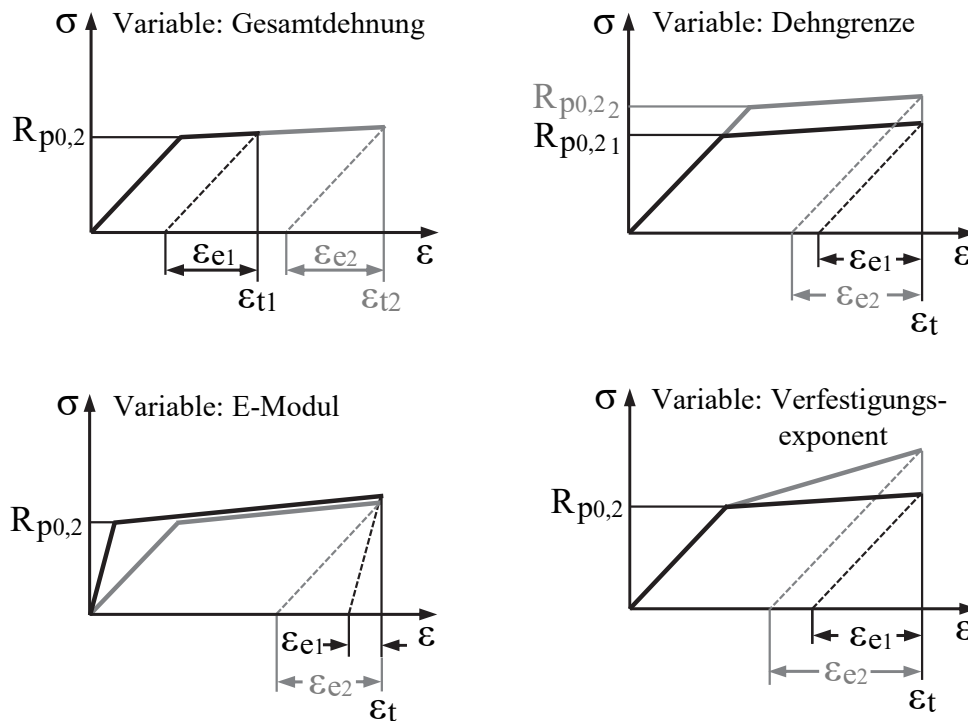


Abbildung 2-24: Blechwerkstoffbedingte Einflussfaktoren auf die Rückfederung [Kah82], [Sie15]

Das Rückfederungsverhalten beim reinen Biegen lässt sich laut Kahl [Kah85] durch das Verhältnis von elastischer Dehnung zur Gesamtdehnung festlegen ($S = \epsilon_e / \epsilon_t$). Beim Biegen um einen relativ kleineren Matrizenradius wird der Anteil der elastischen Dehnung im Verhältnis zur Gesamtdehnung entsprechend kleiner. Deshalb federt ein Blech beim Biegen um einen kleinen Radius weniger stark zurück. Die Blechdicke besitzt ebenfalls einen großen Einfluss auf die Rückfederung. Dünne Bleche erfahren eine kleinere Gesamtdehnung gegenüber dicken Blechen und federn deshalb entsprechend relativ stärker zurück [Sie15], [Roh02].

Neben den bereits dargelegten blechwerkstoffbedingten Einflussgrößen weisen ebenfalls die Prozessparameter wie Blechhalterkraft, tribologische Verhältnisse in der Kontaktzone zwischen Blechhalter und Matrize, Umformgeschwindigkeit usw. einen wesentlichen Einfluss auf die Rückfederung auf. Eine Behinderung des Platineneinzuges beim Tiefziehen, welche durch eine Erhöhung der Blechhalterkraft oder/und Erhöhung der Reibung zwischen der Matrize und Blechhalter verursacht wurde, führt zu einer Reduktion des Anteils der elastischen Dehnung an der Gesamtdehnung des Blechwerkstoffes. Dies führt letztendlich zu einem reduzierten Betrag der Rückfederung des entlasteten Bauteils. Eine weitere wichtige Einflussgröße auf die Formabweichung stellt die Steifigkeit des Umformwerkzeuges dar [Ele01], [Rad15].

Aufgrund von Schwankungen der Werkstoffkennwerte sowie der Blechdicke können in der Serienproduktion unterschiedlich hohe Formabweichungen am Bauteil entstehen. Diese entstehen z.B. durch werkstoffliche Schwankungen innerhalb einer Charge oder zwischen einzelnen Coils [Sie15].

2.5 Überblick über Prozessstrategien zur Kompensation der Rückfederung

Bislang wurden einige Ansätze zur Kompensation der Rückfederung entwickelt und untersucht [Bil10]. Eine der bekanntesten und häufig angewandten Methoden stellt das Überbiegen oder Überformen des Bauteils dar (siehe Abbildung 2-25). Beim Überbiegen wird das Bauteil stärker verformt, sodass es nach der Entlastung in die gewünschte Position zurückfedert [Bil10], [Alt12]. Ursprünglich wurde zunächst bei dieser Methode ein Bauteil mit dem Werkzeug, dessen Wirkflächengeometrie der gewünschten Geometrie des Bauteils entspricht, umgeformt. Anschließend wurde das entlastete Bauteil vermessen und basierend auf dessen Messergebnissen wurden erfahrungsbasierte iterative Korrekturschleifen solange vorgenommen, bis das Bauteil nach seiner Rückfederung die geforderte Soll-Geometrie trifft [Lie19]. Die Anpassung der Werkzeugwirkflächen zum Umformen eines Bauteils, dessen Geometrie letztendlich innerhalb der erforderlichen Toleranz liegt, ist schematisch in Abbildung 2-25 dargestellt. Allerdings können solche Trial-and-error-Korrekturschleifen bei großen Karosserie-Werkzeugsätzen u.U. mehr als sechs Monate dauern, bis das Bauteil die erforderliche Qualität aufweist [Gan04]. Beim Umformen von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen kann die Methode des Überbiegens/Überformens häufig nicht verwendet werden, da diese eine sehr hohe Rückfederungsneigung besitzen und beim Überbiegen der Werkzeugwirkflächen Hinterschnitte entstehen können.

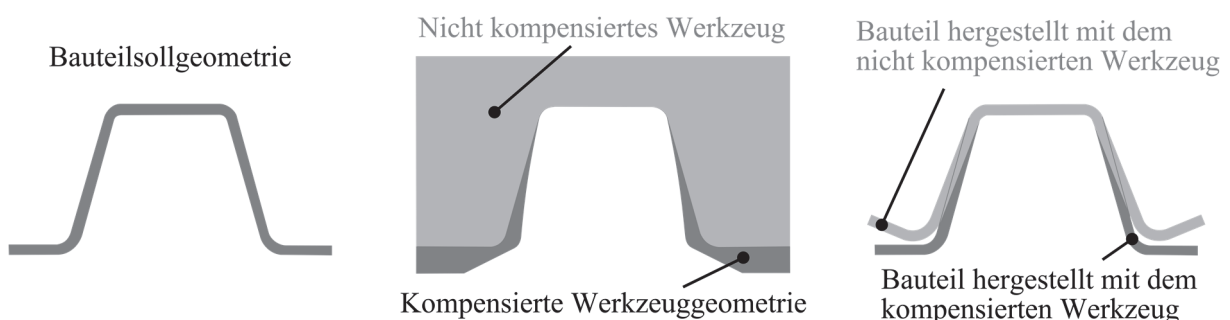


Abbildung 2-25: Reduktion der Rückfederung durch Überformen [Bil10]

Um die erwähnten manuellen Trial-and-error Korrekturschleifenzyklen zu minimieren, können die Werkzeugwirkflächen heute mit Hilfe der FE-Simulation in der Produktentwicklungsphase iterativ bestimmt werden. Die bekanntesten Methoden, welche für diesen Zweck entwickelt wurden, sind die sog. „Spring-Forward“ und die „Displacement-Adjustment“ (DA) Methode.

Die „*Spring-Forward*“ Methode wurde von Karafilis und Boyce [Kar96] entwickelt. Bei dieser Methode werden die Werkzeugwirkflächen auf Basis des invertierten Spannungstensors, welcher in der Umformsimulation berechnet wurde, bestimmt. Eine in der Praxis häufiger angewandte Methode stellt die „*Displacement-Adjustment*“-Methode nach Wagoner dar [Wag03]. Im ersten Schnitt werden hierbei das Umformen und die Rückfederung simuliert. Anschließend erfolgt die Verschiebung der werkzeugwirkflächenbestimmenden Knoten in entgegengesetzter Richtung der auftretenden rückfederungsbedingten Formabweichung [Gan04]. Darüber hinaus erfolgt eine neue Umform- und Rückfederungssimulation anhand der im ersten Schritt angepassten Werkzeugwirkflächen. Diese Iterationsschritte können so lange wiederholt werden, bis die Bauteilgeometrie innerhalb der geforderten Toleranz liegt [Gös10].

Im Gegenteil zur „*Spring-Forward*“-Methode konvergiert die „*Displacement-Adjustment*“-Methode deutlich schneller und kann erfolgreich für asymmetrische und komplexere Bauteilgeometrien eingesetzt werden [Gan04]. Zur weiteren Verbesserung der Konvergenz während der Kompensation wurde basierend auf der DA-Methode die sogenannte RD-Methode (*Reverse Displacement Method*) entwickelt. Anstatt des Abstandes in nur einer Achsrichtung wird bei der Kompensation mit dieser Methode die Differenz zwischen IST- und SOLL-Geometrie betrachtet [Bir17]. Da das Konvergieren der Bauteilgeometrie zur Zielgeometrie in der Simulation hauptsächlich von dem beim Umformen im Bauteil verursachten Spannungszustand abhängt, werden beim Einsatz von hochfesten Stahlblechwerkstoffen häufig mit den zuvor genannten Methoden keine zufriedenstellenden Ergebnisse hinsichtlich der möglichst niedrigen Rückfederung und hoher Prozessrobustheit erzielt.

Aus diesem Grund müssen oft bei der Reduktion der rückfederungsbedingten Formabweichungen der Bauteile aus hochfesten Stahlblechwerkstoffen entweder mechanisch oder geometrisch basierte Ansätze bzw. Verfahren eingesetzt werden [Xu05]. Der Ansatz von mechanisch basierten Verfahren beruht auf der gezielten Beeinflussung der Bauteileigenschaften, indem der Spannungszustand und die Formänderung in bestimmten Bauteilbereichen gezielt verändert werden. Dies kann beispielsweise durch eine sprunghafte Erhöhung der Blechhalterkraft kurz vor Ende des Umformvorganges realisiert werden [Ayr84], [Gan04]. So lässt sich eine entsprechende plastische Verformung in kritischen Bauteilbereichen erzeugen, um damit die Rückfederung möglichst effektiv zu reduzieren [Xu05], [Gös10]. Bei der Verwendung von geometrisch basierten Ansätzen wird das Werkzeug oder die Bauteilgeometrie ohne eine systematische Änderung der Belastungsbedingungen entsprechend modifiziert, sodass nach der Entlastung des umgeformten Bauteils die Formabweichungen innerhalb der geforderten Toleranz liegen.

2.5.1 Gezielte Änderung des Spannungsgradienten

Der Betrag der Rückfederung ist hauptsächlich von der beim Umformen im Bauteil verursachten Spannungsverteilung abhängig [Rad17c]. Durch eine Überlagerung von Zugspannungen, die zu einer Reduzierung des Spannungsgradienten im Blechquerschnitt führen, lässt sich die Rückfederung verhältnismäßig stark reduzieren [Wag13]. Dies geschieht aufgrund der Tatsache, dass die reduzierte Spannungsdifferenz über die Blechdicke zu einem reduzierten Entlastungsbiegemoment und damit zu einem geringeren Biege- und Rückbiegemoment führt. Solche Überlagerung von Spannungen mit proportionaler Plastifizierung des Blechwerkstoffs kann durch eine entsprechende Erhöhung der Rückhaltekräfte erzielt werden. Dies ist mit Hilfe von Ziehsicken, der Erhöhung der Reibung in der Umformzone, der Erhöhung der Blechhalterkraft oder einer entsprechenden Gestaltung der Ziehanlage realisierbar [Bec04], [Jia18], [Mou18], [Roh02], [Rol04], [Sil18]. Um die beim Tiefziehen durch das Biegen und Rückbiegen der Platine über dem Matrizenradius in der Bauteilzarge eventuell entstandenen Druckspannungen den Zugspannungen zu überlagern, wird häufig der Ansatz der zeitlich variablen Blechhalterkraft verwendet. Durch eine sprunghafte Erhöhung der Blechhalterkraft kurz vor Ende des Umformvorganges werden die Spannungen in der Bauteilzarge mit Zugspannungen entsprechend stark überlagert, ohne zu große Ausdünnung oder Versagen durch Reißer zu verursachen. Diese Maßnahme führt zu einer reduzierten Rückfederung des umgeformten Bauteils [Bet93], [Has16], [Kon18], [Sil18]. Die maximal ertragbare Spannung in der Zarge ist allerdings durch die Zugfestigkeit des eingesetzten Blechwerkstoffs beschränkt. Dabei wird die Blechhalterkraft zunächst bis zu einer bestimmten Ziehtiefe möglichst niedrig gehalten, um die eventuelle Bildung von Falten im Flanschbereich zu vermeiden. Dies kann beispielsweise an einer Presse mit variabler Blechhalterkraft mittels moderner Ziehkissensteuerungen realisiert werden [Gös10], [Lie14b], [Has15].

Zur Reduzierung der rückfederungsbedingten Formabweichungen wie die Winkeländerung und Zargenkrümmung wird in der Praxis das sog. „Shapeset“-Verfahren eingesetzt. Ursprünglich besteht dieses Verfahren aus zwei Umformstufen [Ayr84]. Mit einem Umformwerkzeug wird in einer ersten Umformstufe eine Vorform tiefgezogen, wobei die Blechrückhaltung nur durch das Aufbringen einer knapp ausreichenden Blechhalterkraft realisiert wurde (keine Ziehsicken oder Sperrstufen). Anschließend wird in der zweiten Stufe der Platineneinzug durch den Einsatz von entsprechenden Klemmsicken vollständig unterbunden (Abbildung 2-26). Beim Ziehen unter solchen Bedingungen wird die Bauteilzarge entsprechend stark streckziehbelastet, wodurch die dort inhomogen verteilten elastischen Anteile der gesamten Biegeformänderung minimiert werden, was sich letztendlich positiv auf die Rückfederung auswirkt.

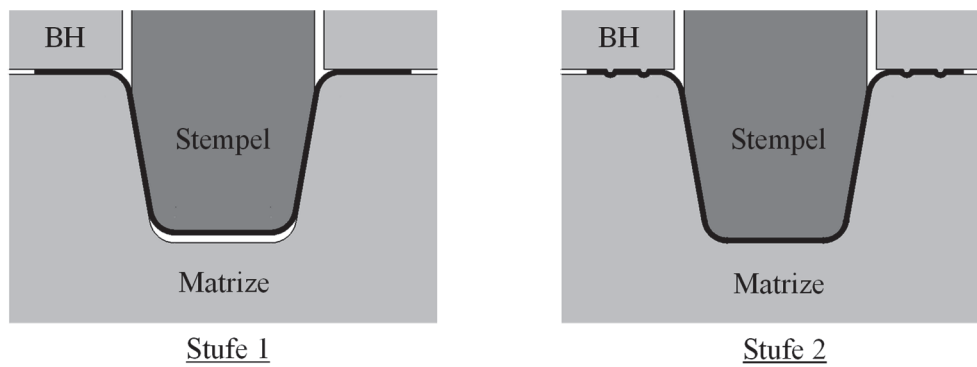


Abbildung 2-26: Shapaset Verfahren nach [Ayr84]

Wie bereits erwähnt, kann die zusätzliche Streckziehbelastung der Bauteilzarge durch eine entsprechende Gestaltung der Ziehanlage bzw. der Ankonstruktion erzielt werden. Bei der Verwendung einer entsprechenden Sperrstufe in der Ankonstruktion wird der Platineneinzug mit zunehmender Ziehtiefe erschwert und kurz vor UT vollständig unterbunden. Aus diesem Grund erfolgt die finale Formgebung des Bauteils nicht durch das Nachlaufen der Platine, sondern aus der Blechdicke aufgrund des Streckziehvorgangs. Für die Entfernung der Ankonstruktion am Ziehteil muss nach dem Tiefziehen eine Beschnittoperation erfolgen [Neu08].

2.5.2 Methodik des Zurückdrückens tiefgezogener Bauteile

Das Zurückdrücken der Bauteilhöhe nach dem Tiefziehen stellt eine weitere Methode dar, um die Rückfederung zu vermindern. Speziell die Bauteilverdrehung offener Trägerprofile lässt sich durch dieses Verfahren reduzieren [Gek13]. Der Umformprozess erfolgt hierbei als zweistufiger Vorgang im selben Werkzeug und setzt sich aus der Tiefzieh- und der sich anschließenden Stauchphase zusammen. Zusätzlich zu Blechhalter, Stempel und Matrize ist demnach ein verfahrbarer Gegenhalter erforderlich. In Abbildung 2-27 ist der Bauteilherstellungsprozess schematisch dargestellt. Dabei ist in Abbildung 2-27a das Tiefziehen und in Abbildung 2-27b das Zurückdrücken um den Weg s_z entgegen der Ziehrichtung zu erkennen. Bei diesem Verfahren wird das Bauteil zuerst mit einer Blechhalterkraft $F_{b,t}$ um die Ziehtiefe s_z tiefergezogen. Anschließend wird das Bauteil auf die erforderliche Endgeometrie durch Realisieren der entsprechenden Gegenbewegung mittels Gegenhalter und Stempel zurückgedrückt. Dabei werden die beim Ziehvorgang in der Bauteilzarge zuvor verursachten Spannungen den durch das Stauchen erzeugten Druckspannungen überlagert. Da bei dem in Abbildung 2-27 dargestellten Ansatz des Zurückdrückens des Bauteilbodens der Blechwerkstoff aus der Zarge in den Flansch einfließen kann, stellt die Größe der Blechhalterkraft $F_{b,z}$ in diesem Schritt einen wichtigen Prozessparameter dar. Durch Anwendung einer zu hohen Blechhalterkraft beim Zurückdrücken kann sich die Maßhaltigkeit des fertigen Bauteils insbesondere im Zargenbereich sogar verschlechtern.

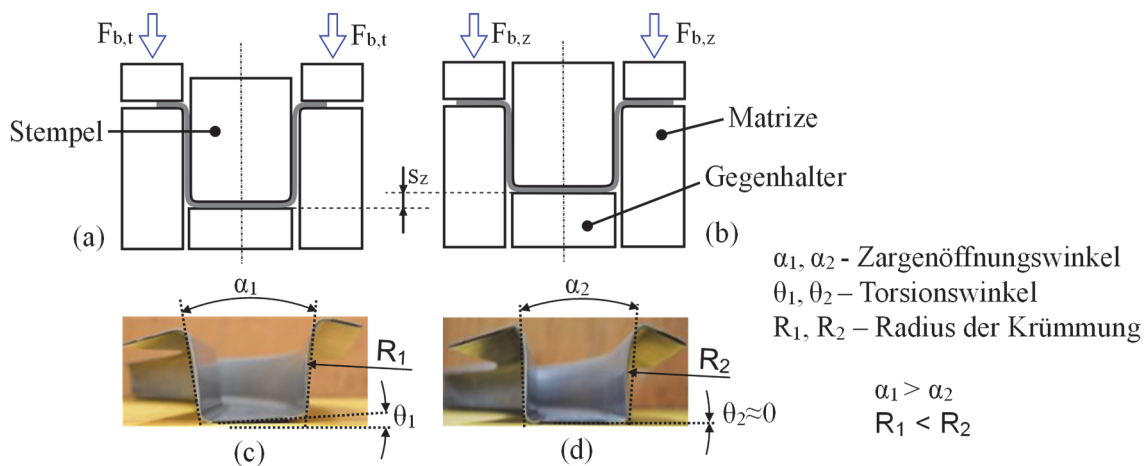


Abbildung 2-27: Kombination des Tiefziehens und Zurückdrückens; (a) Tiefziehen, (b) Zurückdrücken, (c) Bauteilgeometrie nach dem Tiefziehen und (d) nach dem Zurückdrücken [Gek13]

2.5.3 Beschnittfreies Kalibrierendes Tiefziehen (BKT)

Ein neues Verfahren zur Vermeidung der rückfederungsbedingten Formabweichungen, das sogenannte „Beschnittfreies Kalibrierendes Tiefziehen (BKT)“, wurde von der Firma thyssenkrupp Steel Europe AG entwickelt [Kib17]. Dieses Verfahren besteht aus den zwei Stufen Vorformen und Kalibrieren (Abbildung 2-28).

Beim Vorformen wird zunächst eine möglichst endformnahe Bauteilgeometrie erzeugt, wobei das Material im Bodenbereich für die nächste Umformstufe bevorratet wird. Danach wird die vorgeformte Bauteilgeometrie in ein spezielles Kalibrierwerkzeug eingelegt und mittels eines Stempels und horizontal verschiebbarer Matrizenhälften fertiggeformt. Dabei wird das gesamte Werkstück einem hohen Druck ausgesetzt, wodurch die aus der vorherigen Umformstufe verbleibende und inhomogen verteilte Biegeerestspannungen den Druckspannungen überlagert werden. Nach einem solchem Umformvorgang werden die rückfederungsbedingten Bauteilformabweichungen wesentlich reduziert und die Prozessrobustheit erhöht.

Hauptsächlich sind für dieses Verfahren hutförmige Bauteile mit oder ohne Flansch geeignet. Der erfolgreiche Einsatz dieses Verfahrens wurde bereits für die Umformung von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen ($R_m > 800$ MPa) nachgewiesen [Kib18].

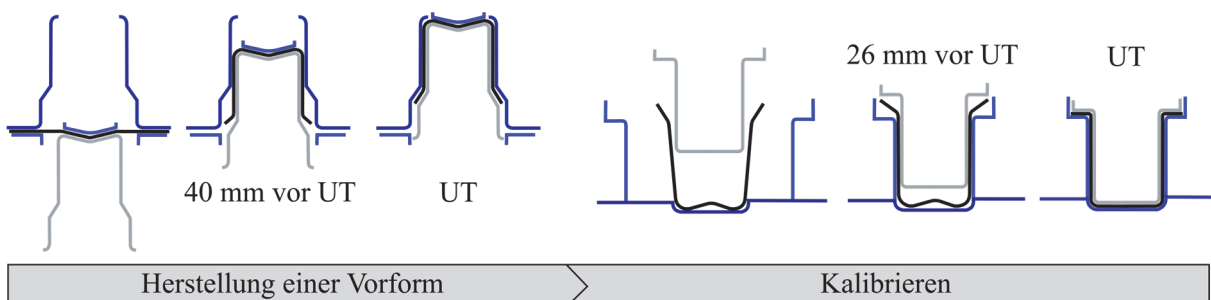


Abbildung 2-28: Schematische Darstellung des beschnittfreien kalibrierenden Tiefziehens [Kib18]

2.5.4 Methodik der Rückfederungskompensation mittels eines Gegenstempels

Das Einbringen einer zusätzlichen Biegebelastung in den Bauteilboden beim Umformen von hutförmigen Bauteilen mittels eines Gegenstempels stellt einen weiteren Ansatz dar, welcher zur Kompensation der Rückfederung eingesetzt werden kann [Law14], [Kom16]. Abbildung 2-29 stellt den prinzipiellen Ablauf dieses Ansatzes sowie die dafür benötigte Werkzeugaktivelemente dar.

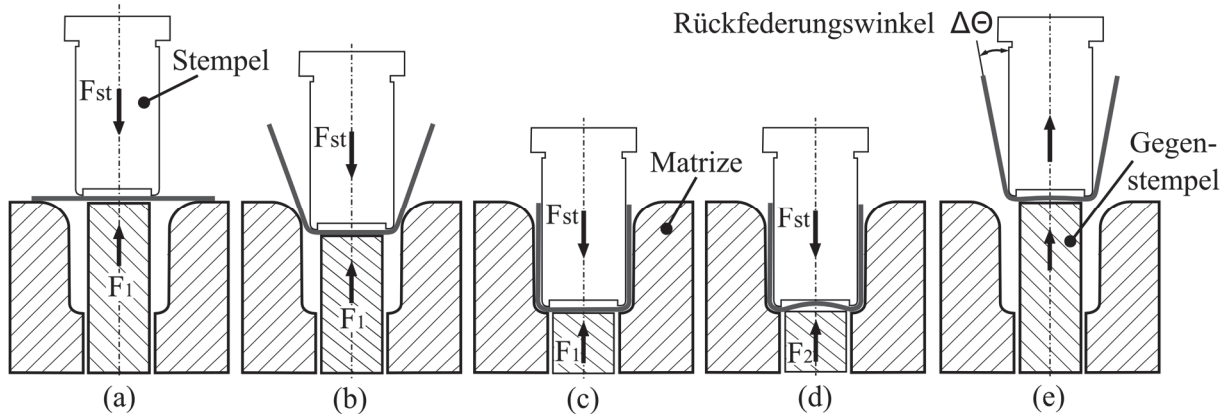


Abbildung 2-29: Biegen mit Gegenstempel nach [Kom16]

Das Werkzeug besteht in diesem Fall aus einer geteilten Matrize, einem Stempel und einem beweglichen Gegenstempel. Der Gegenstempel dient dabei zur Erzeugung der Gegenkraft im Bauteilbodenbereich, welche zu Beginn des Umformvorganges betragsmäßig gleich auf die Stempelkraft F_{st} , die auf der Platine aufgebracht ist, einwirkt (Abbildung 2-29a). Durch die resultierende Kraft zwischen Stempel und Gegenstempel wird die Platine während des gesamten Umformvorganges fixiert.

Nachdem der Stempel zusammen mit dem Bauteil gegen Ende des Umformvorganges den Matrizenbodenradius berührt, wird durch den Gegenstempel eine relativ höhere Gegenkraft F_2 in entgegengesetzter Richtung zur Stempelkraft eingeleitet, womit eine zusätzliche Biegebelastung im Boden- als auch im Radiusbereich des umgeformten Bauteils verursacht wird. Dadurch kommt es zu einer beabsichtigten Aufwölbung des Bauteilbodens, welche möglichst im elastischen Bereich stattfinden soll, sowie zu plastischen Überbiegungen der Bauteilradien (siehe Abbildung 2-29d).

Aufgrund dieser zusätzlichen Überbiegung der Bauteilradien tritt nach dem Entlasten des Bauteils eine geringere Winkeländerung auf als beim herkömmlichen Biegevorgang ohne Verwendung des Gegenstempels. Wird jedoch der Bauteilboden durch den Gegenstempel zu stark plastisch verformt, dann kann nach dem Entlasten eine leichte Krümmung in diesem Bereich verbleiben, wie in Abbildung 2-29e dargestellt.

2.5.5 Methodik des Crash Formings

Eine weitere Möglichkeit, die Rückfederung des Formgebungsprozesses schalenförmiger Bauteile zu reduzieren, stellt der Einsatz des *Crash Formings* dar. Ein Vergleich zwischen dem klassischen Tiefziehvorgang und dem *Crash Forming* ist in Abbildung 2-30 illustriert.

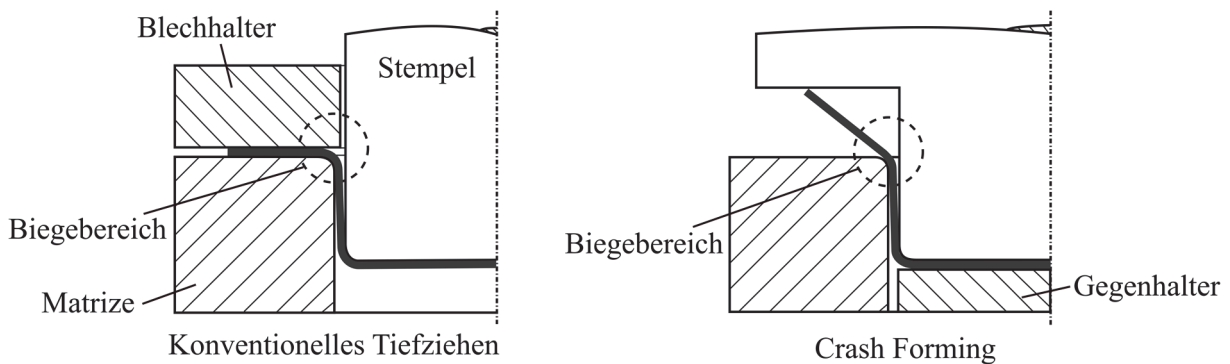


Abbildung 2-30: Gegenüberstellung von konventionellem Tiefziehen und dem *Crash Forming* nach [Yos13]

Wie in Abbildung 2-30 dargestellt, verzichtet das *Crash Forming*-Verfahren auf einen Blechhalter und kann deshalb für die Umformung von einfachen und leicht gekrümmten hutförmigen Bauteilen verwendet werden [Yos13], [Bir13]. Beim Umformen eines solchen Bauteils bringt das Fehlen des Blechhalters den Vorteil mit sich, dass die Biegespannungen an dem Matrizen-einlaufradius geringer ausfallen. Deswegen entstehen, insbesondere im Bereich der Bauteilzarge, im Vergleich zum Tiefziehen, kleinere Spannungsdifferenzen über die Blechdicke. Aus diesem Grund verringert sich die Rückbiegerückfederung nach dem Entlasten des Bauteils und die Krümmung der Zarge fällt weniger ausgeprägt aus.

Ein weiterer Unterschied zum klassischen Tiefziehen besteht darin, dass der Stempel mit einem Gegenhalter ausgestattet ist. Der Gegenhalter dient dazu, ein Aufwölben des Bauteilbodens während des Umformvorganges zu verhindern, wodurch die Änderung des Zargenwinkels nach der Bauteilentlastung ebenfalls reduziert wird [Kon18]. Darüber hinaus wird durch die Verringerung der Krümmung und Winkeländerung der Zarge auch die Formabweichung im Flanschbereich des Bauteils reduziert.

2.5.6 Geometrisch bedingte, strukturelle Steifigkeitsveränderungen des Bauteils

Durch die Erhöhung der Steifigkeit des Bauteils in Längs- oder Querrichtung durch Sicken, Stufen oder Verprägungen kann der lokale Rückfederungsbetrag in der Praxis oft nur teilweise kompensiert werden [Lie14c]. Diese lassen sich als Vertiefungen oder Erhöhungen ausführen, welche senkrecht zur Oberfläche von schalenförmigen Bauteilen eingebracht werden [Rei11].

Der Zweck der Sicken besteht darin, das Flächenmoment 2. Ordnung je nach Bauteilachse zu steigern, um die geometrisch bedingte Steifigkeit des Bauteils zu erhöhen. Außerdem beschränkt das Einbringen von Sicken bzw. Verprägungen in die Bauteilgeometrie den Abbau von elastischen Spannungen in der Entlastungsphase. Ein Beispiel für eine einseitig in dem Radius- und Zargenbereich eines hutförmigen Bauteils angebrachte Sicke sowie verschiedene Modifikationen der Sickengeometrie ist in Abbildung 2-31 dargestellt. Erkennbar wird ein deutlicher Unterschied der Rückfederungsbeträge zwischen der Seite mit und jener ohne Längsricke. Durch die Erhöhung der Bauteilsteifigkeit nimmt der relative Einfluss des Spannungszustandes auf den Betrag der Rückfederung ab [Gös10]. Eine solche Steifigkeitserhöhung kann sich ebenfalls direkt auf die Bauteilverdrillung in positiver Weise auswirken. So kann durch eine Erhöhung der Torsionssteifigkeit die nach dem Entlasten auftretende Bauteilverdrillung verkleinert werden [Li11].

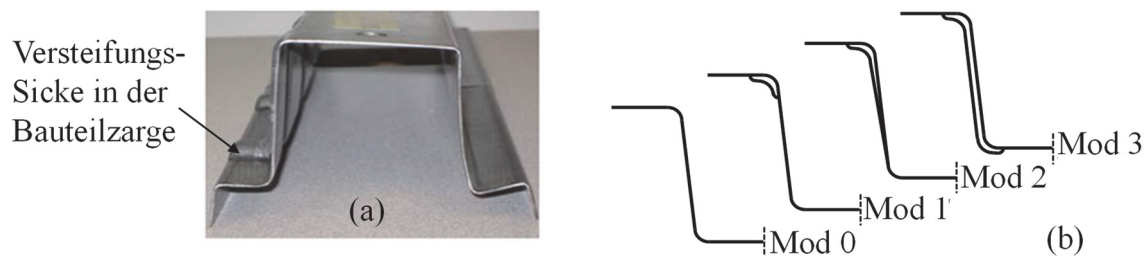


Abbildung 2-31: (a) Einseitige Quersicken [Che12], (b) verschiedene Modifikationen von Verprägungen [Wei09]. Weitere mögliche Ansätze zur Anwendung von Sicken und Verprägungen wurden in Arbeiten von [Neu08] untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigten, dass durch die Einbringung von Verprägungen im Bodenbereich die Torsion des Bauteils wesentlich reduziert wird. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass der Einsatz eines abgestuften Matrizenradius eine zusätzliche Ausreckung der Bauteilzarge gegen Ende des Umformvorganges bewirkt. Dadurch wird der elastische Anteil der Gesamtdehnung im Zargenbereich reduziert, was wiederum zu einer geringeren Rückfederung des Bauteils führt [Neu08]. Abbildung 2-32 stellt eine Übersicht dieser Ansätze dar.

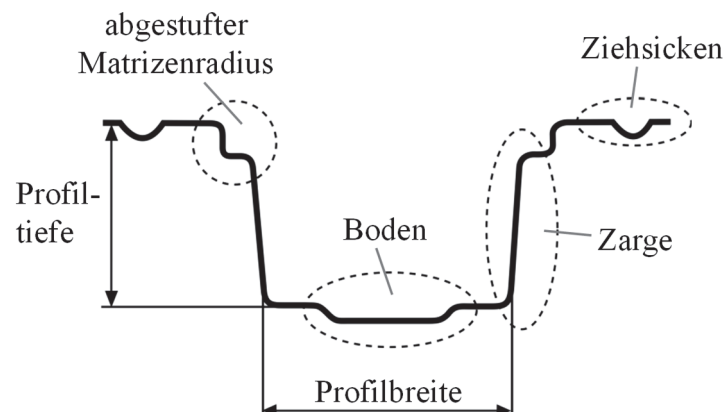


Abbildung 2-32: Übersicht verschiedener Verprägungen in Bauteillängsrichtung [Neu08]

Um die Biegerückfederung bzw. Winkeländerung zu kompensieren, kann der einfache Bauteilradius evtl. durch drei Radien ersetzt werden [Wei14], [Sch15]. Die folgende Abbildung 2-33 soll dies schematisch verdeutlichen. Durch die beiden konvexen Radien r_1 und r_3 entsteht eine Rückfederung in die gleiche Richtung wie beim konventionellen Tiefziehen. Der konkave Radius r_2 dient dabei zur Erzeugung eines Rückfederungseffektes in entgegengesetzter Richtung. In diesem Fall ist die Rückfederung des gesamten Bauteils von den in Abbildung 2-33 dargestellten geometrischen Größen abhängig. Durch eine entsprechende Festlegung dieser geometrischen Größen kann die Rückfederung des Bauteils (insbesondere Winkeländerung) deutlich reduziert werden [Wei14].

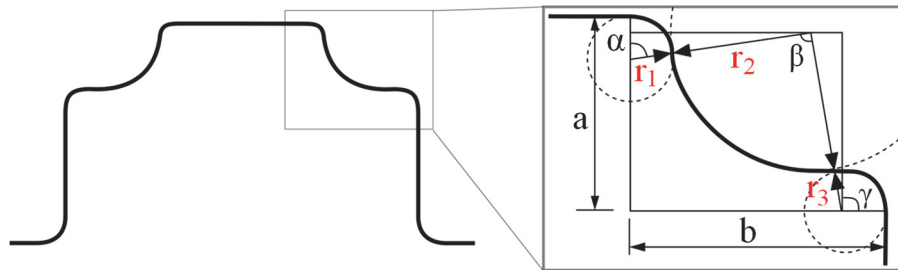


Abbildung 2-33: Tiefziehen eines Hut-Profiles mit modifizierten Eckradien [Wei14]

Yoshida fand in seinen Untersuchungen heraus, dass die Rückfederung des Bauteils ebenfalls durch seine Aufweitung bzw. Breitenverminderung mittels einer Nachformoperation reduziert werden kann [Yos13]. In Abbildung 2-34 sind beide Ansätze schematisch dargestellt. In diesem Fall folgt nach dem Tiefziehen eine Nachformoperation, in welcher die Bauteilbreite in bestimmten Bereichen entweder vergrößert oder verkleinert wird.

Durch die Breitenverminderung des Bauteils im Bereich der Bauteillängskrümmung wird die Torsion und Wölbung reduziert. Durch die Aufweitung bzw. Breitenverminderung werden in horizontaler Richtung zusätzlich entweder Zug- oder Druckspannungen ins Bauteil eingebracht. Mit Hilfe dieses Ansatzes bauen sich beim Tiefziehen im Bauteil verursachte radiale Spannungen zusätzlich ab, was sich positiv auf die Rückfederungsreduzierung auswirkt [Yos13].

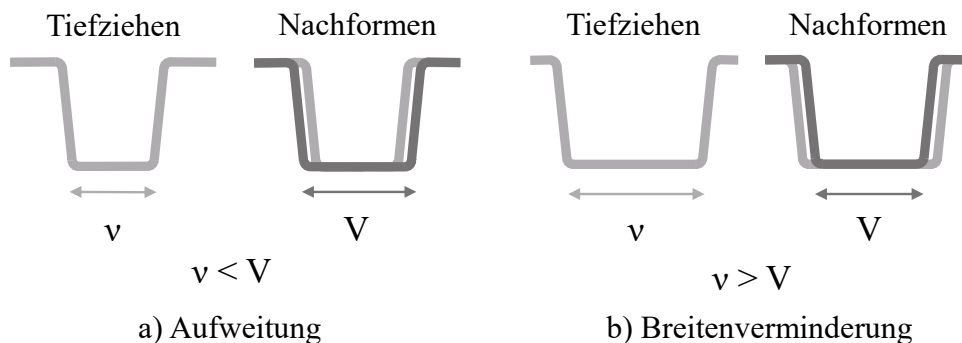


Abbildung 2-34: Aufweitung und/oder Verminderung der Bauteilbreite mittels einer Nachformoperation [Yos13]

2.6 Finite-Elemente-Simulation in der Blechumformung

Seit Jahrzehnten stellt die Simulation ein wichtiges Tool in der Forschung und Entwicklung von Umformprozessen dar. Das am häufigsten verwendete Verfahren zur Simulation von Umformprozessen basiert auf der nichtlinearen Finite-Elemente-Methode [Klo06], [Doe10].

Aus mathematischer Sicht stellt die Finite-Elemente-Methode (FEM) ein numerisches Verfahren zur Lösung von Differentialgleichungen dar [Rol93]. Bei der Berechnung von umformtechnischen Problemen, welche häufig mit komplexen Randbedingungen verbunden sind, liefern diese numerischen Näherungsverfahren zufriedenstellende Ergebnisse. Die übliche Vorgehensweise einer FEM Simulation in der Blechumformung ist in Abbildung 2-35 dargestellt.

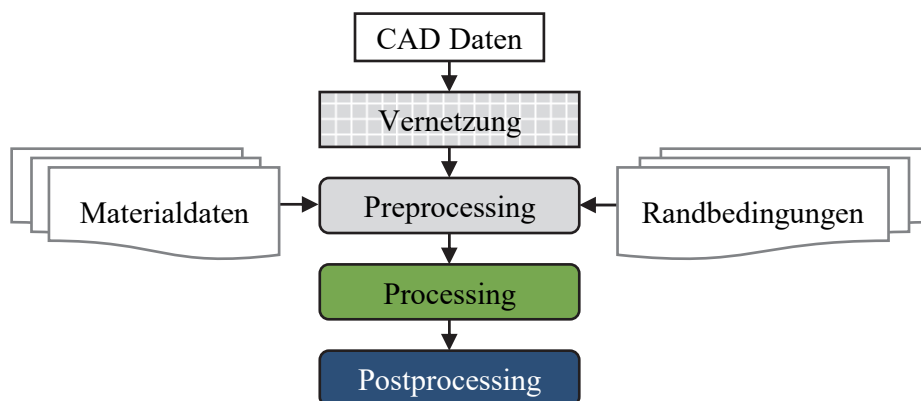


Abbildung 2-35: Vorgehensweise bei einer FEM Simulation in der Blechumformung

Im *Preprocessing* wird das CAD-Modell, bestehend aus Platine und Werkzeugwirkflächen, zunächst vernetzt bzw. diskretisiert und dann mit den entsprechenden Materialdaten und Randbedingungen zu einem Simulationsmodell hinterlegt. Anschließend führt im Programmschritt *Processing* ein Solver die FEM-Berechnung des im vorherigen Schritt definierten Simulationsmodells durch. Im *Postprocessing* folgt dann die Auswertung der berechneten Daten, wie Spannungen, Verschiebungen, Dehnungen und Kräfte [Kle15].

In diesem Zusammenhang muss berücksichtigt werden, dass die Genauigkeit einer FEM-Simulation in der Blechumformung von einer Vielzahl von numerischen und modellbedingten Einflussfaktoren abhängt. Um dabei z.B. die Rückfederung realitätsgetreu vorhersagen zu können, müssen die elastischen und plastischen Anteile der Formänderung im umgeformten Bauteil numerisch möglichst exakt ermittelt werden. Vor diesem Hintergrund spielen neben der entsprechenden Kontaktdefinition auch die Qualität der Vernetzung und die Auswahl des Materialmodells eine entscheidende Rolle [Ary12].

2.6.1 Diskretisierung der Platine und der Werkzeuge

In der FE-Berechnung bedeutet die Diskretisierung eines komplexen Körpers seine Zerlegung in eine bestimmte Anzahl von endlichen und geometrisch einfachen Elementen, die als finite

Elemente bezeichnet werden [Klo06]. Abbildung 2-36 stellt einige Elementformen dar, welche in der Umformsimulation eingesetzt werden können.

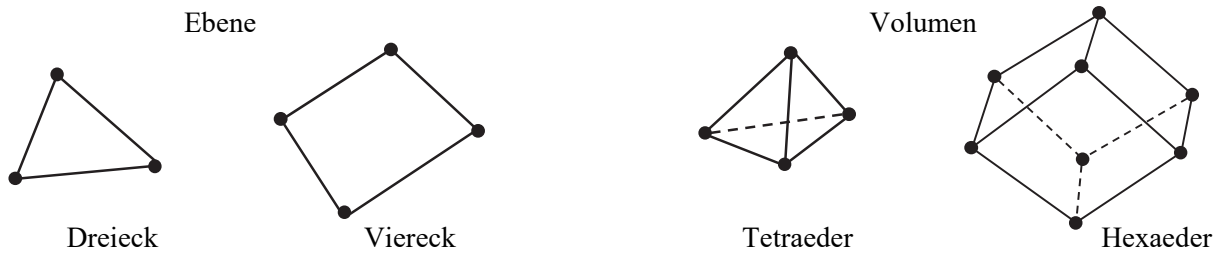


Abbildung 2-36: Finite-Elemente-Formen für den Einsatz in der Umformtechnik [Klo06]

Darüber hinaus spielt die Qualität der Vernetzung bzw. die Größe und der Typ der verwendeten finiten Elemente für die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse einer FE-Simulation eine entscheidende Rolle, da eine unangemessene Diskretisierung des Kontinuums eine mögliche Fehlerquelle bedeuten kann [Bur08]. Je nach Problemtyp können grundsätzlich für die Vernetzung der Platine und der Werkzeuge Membran-, Schalen- und Volumenelemente zum Einsatz kommen [Rol93], [Klo06]. Membranelemente werden bei der Simulation selten verwendet, da die beim Umformen verursachte Normalspannungen und Schubspannungen in Blechdickenrichtung mit diesen nicht berücksichtigt werden können [Rol93]. Aus diesem Grund ist der Einsatz von Membranelementen insbesondere in Bauteilbereichen mit ausgeprägter Biegeumformung ungeeignet [Har04]. Bei der Simulation von Blechumformprozessen haben sich im Hinblick auf die Genauigkeit und den Rechenaufwand vorwiegend Schalenelemente als vorteilhaft erwiesen [Tek00], [Spu12].

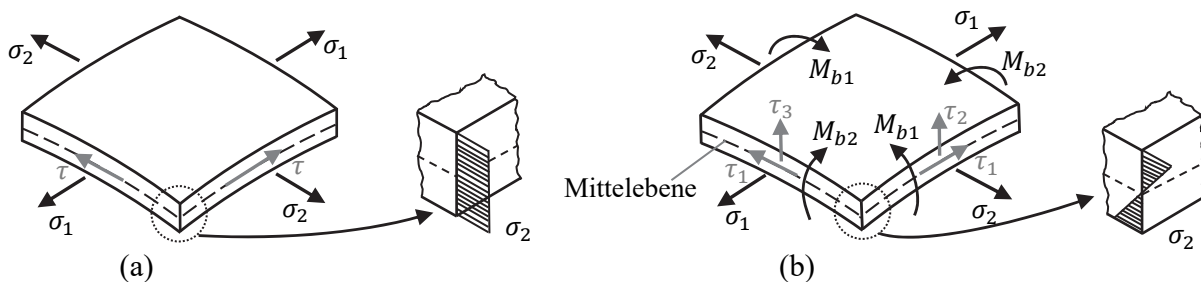


Abbildung 2-37: Spannungsverteilung bei (a) Membran- und (b) Schalenelementen [Rol93]

In Abhängigkeit von der definierten Anzahl der Integrationspunkte in Blechdickenrichtung ermöglicht der Einsatz von Schalenelementen die Abbildung einer beliebigen beim Umformen verursachten Spannungsverteilung über die Blechdicke [Cha11]. Bei der Berechnung werden beim Einsatz von Schalenelementen die Spannungen und Dehnungen für jeden definierten Integrationspunkt ausgehend von der Mittenschicht ermittelt. Allerdings wird beim Einsatz von Schalen- als auch von Membranelementen der Umformvorgang auf einen ebenen Spannungszustand vereinfacht.

Die Volumen- bzw. Kontinuumselemente werden hauptsächlich im Bereich der Massivumformung verwendet. Der Einsatz der Volumenelemente findet in der Blechumformung eher selten statt, da mit diesen die Rechenzeit insbesondere für Großbauteilgeometrien erheblich erhöht wird. In Bezug auf die Genauigkeit der Rückfederungssimulation wurde in [Li02] der Einsatz von Schalen- und Volumenelementen untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass der Matrizenradius R und die Blechdicke s einen entscheidenden Einfluss auf die Vorhersage der Rückfederung aufweisen. Für das Verhältnis R/s größer als 5-6 verhalten sich die Volumenelemente hinsichtlich der relativ großen Anzahl der durch die Blechdicke benötigten Elemente zu rechenintensiv. Außerdem wurde in [Wag07] festgestellt, dass beim Einsatz der Schalenelemente die notwendige Anzahl von Integrationspunkten über die Schalendicke auch mit dem Verhältnis R/s zusammenhängt. Daraus ging hervor, dass je kleiner das Verhältnis R/s ist, desto mehr Integrationspunkte sind zu verwenden. Mit dem Ziel, die minimale Anzahl der Integrationspunkte über die Schalendicke für die genaue Berechnung der Rückfederung zu bestimmen, wurde in [Xu04] eine Benchmark-Studie durchgeführt. Dabei wurde herausgefunden, dass sich die Rückfederung des untersuchten Bauteils recht sensitiv hinsichtlich der Anzahl der über die Schalendicke definierten Integrationspunkte verhält. Die Erhöhung der Anzahl der Integrationspunkte in der Simulation verbessert die Ergebnisse in Bezug auf die Rückfederung. Basierend auf den Ergebnissen dieser Studie wurde festgestellt, dass die genauesten Ergebnisse unter Einsatz von sieben Integrationspunkten in Blechdickenrichtung erzielt werden können. Ebenfalls in [Laj13] wurde festgestellt, dass die Auswahl von sieben Integrationspunkten den akzeptablen Kompromiss zwischen der Simulationsgenauigkeit und -zeit bildet. Die Wahl einer höheren Anzahl von Integrationspunkten bringt keine signifikante Verbesserung der Ergebnisse mit sich, jedoch wird die Simulationszeit dabei drastisch erhöht.

Einen weiteren entscheidenden Einfluss auf die Genauigkeit der Simulationsergebnisse stellt die Größe der finiten Elemente dar, da diese einen wesentlichen Einfluss auf die beim Umformen im Bauteil verursachte Spannungsverteilung aufweisen. Generell gilt, je feiner die Vernetzung definiert wird, desto genauer wird das Ergebnis der Berechnung. Hinsichtlich der Größe der finiten Elemente soll besonders bei der Vernetzung der Platine in Bereichen, wo diese in Kontakt mit den Werkzeugradien kommt, beachtet werden. In [Xu04] wurde festgestellt, dass weniger als fünf Elemente im Radiusbereich zu fehlerhaften Ergebnissen führt. Der Einsatz von fünf bis sieben Elementen zur Abbildung der Bauteilradien am Ende des Umformvorganges stellt somit einen guten Kompromiss dar. Allerdings kann der Einsatz einer höheren Anzahl von Elementen in gekrümmten Bauteilbereichen in bestimmten Fällen zum Auftreten von numerischen Instabilitäten während der Rückfederungsberechnung führen. Ebenfalls erhöht eine feine Vernetzung am Anfang und während der Umformung die Rechenzeit erheblich. Deshalb

muss auch hier ein geeigneter Kompromiss zwischen der Simulationsgenauigkeit und der Rechenzeit gewählt werden. In [Gös10], [Kra05], [Sch02] wird eine maximale Kantenlänge für Elemente in der Platine anhand vom kleinsten Werkzeugradius R_{min} und einer Blechdicke s nach folgender Formel berechnet:

$$l_{max} = 0,25 \cdot (R_{min} + 0,5 \cdot s) \quad (28)$$

In FE-Simulationen der Blechumformung wird häufig angenommen, dass die Werkzeuge ideal starr sind. Dabei werden für die Darstellung der Werkzeuggeometrie nur die Wirkflächen berücksichtigt bzw. jene Flächen, die während des Umformens in Kontakt mit der Platine kommen [Bur08]. Einerseits kann ein nicht ausreichend feines Netz der finiten Elemente bei der Diskretisierung der Werkzeugwirkflächen zur Abweichung der gewünschten Bauteilgeometrie in der Simulation führen. Andererseits kann ein zu grobes Netz die Konvergenz der numerischen Lösung beeinträchtigen [Bur08]. Ebenso erhöht ein feines Netz der finiten Elemente die Rechenzeit aufgrund des Kontaktsuchalgorithmus zwischen dem Werkzeug- und Platinenknoten während der Umformsimulation wesentlich. Für die Diskretisierung der Werkzeuge bzw. Werkzeugwirkflächen sind in der Literatur verschiedene Empfehlungen zu finden. Zur entsprechenden Abbildung bzw. der Diskretisierung des Werkzeugradius werden in [Xu04] mindestens 5 bis 7 Elemente empfohlen. Nach [Gös10] sollten die Werkzeugradien sogar mit mindestens 15 Elementen abgebildet werden.

2.6.2 Materialmodellierung in der Simulation

Die Genauigkeit der Umform- und Rückfederungssimulation hängt nicht nur von den Prozessparametern und der Werkzeuggeometrie ab, sondern wird auch von der konstitutiven Modellierung des Materialmodells und seiner Implementierung in das FE-Programm wesentlich beeinflusst [Gha10]. Deswegen ist eine möglichst genaue Nachbildung des beim Umformen auftretenden Werkstoffverhaltens im Materialmodell von relativ großer Bedeutung. Die Stoffgesetze, welche in der Umformsimulation zur Beschreibung der Werkstoffeigenschaften verwendet werden, lassen sich in Modelle, welche ein elastisches Verhalten berücksichtigen, und solche, die den Werkstoff bis zur Erreichung der plastischen Dehngrenze als plastisch betrachten, untergliedern. Die Stoffmodelle ohne Berücksichtigung des elastischen Verhaltens kommen meistens im Bereich der Massivumformung zum Einsatz, da in diesem Fall der elastische Anteil der gesamten Formänderung im Vergleich zum plastischen Anteil fast vernachlässigbar ist [Rol93]. Zur Materialmodellierung der Platine in der Blechumformung wird normalerweise ein elastisch-plastisches Stoffmodell verwendet. Der wesentliche Vorteil dieses Stoffmodells gegenüber dem Stoffmodell ohne Berücksichtigung des elastischen Werkstoffverhaltens stellt die Möglichkeit zur numerischen Berechnung von Rückfederung und Eigenspannungen dar.

Da viele Bereiche des Blechteils beim Umformvorgang wechselnde Beanspruchungen erfahren, kommt der Einsatz von einfachen Materialmodellen, welche lediglich eine isotrope Verfestigung des Blechwerkstoffes berücksichtigen, insbesondere für die Rückfederungsberechnung oft nicht in Frage. Um möglichst genaue Simulationsergebnisse insbesondere bei der Rückfederungsberechnung zu erzielen, ist es empfehlenswert, erweiterte bzw. komplexere Materialmodelle zu nutzen, welche neben der isotropen auch die kinematische Verfestigung des Blechwerkstoffes berücksichtigen [Sut15], [Hou17], [Gru18]. Jedoch sind diese fast ausschließlich mit wesentlich aufwendigeren Versuchen für die Bestimmung der werkstoffspezifischen Modellparameter als auch einer komplexeren Datenaufbereitung verbunden [Ger07]. Beim Aufbau dieser Modelle werden zusätzliche Werkstoffparameter hinsichtlich der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls und des Bauschinger-Effektes erforderlich (siehe Kapitel 2.3.1 und 2.3.2.)

2.6.3 Explizite und implizite Zeitintegrationsverfahren

Grundsätzlich können zahlreiche umformtechnische Prozesse mit Hilfe der FE-Simulation durch den Einsatz von zwei unterschiedlichen Zeitintegrationsverfahren berechnet werden. In Abhängigkeit von der Problemstellung kann entweder das explizite oder das implizite Zeitintegrationsverfahren genutzt werden. Das explizite Zeitintegrationsverfahren kommt hauptsächlich bei hochdynamischen Prozessen wie Crash- und Umformsimulation im Karosseriebau zum Einsatz [Tay95]. Hingegen wird das implizite Zeitintegrationsverfahren hauptsächlich bei statischen Problemen, wie z.B. der Strukturmechanik, eingesetzt. In der Blechumformung wird das implizite Zeitintegrationsverfahren meistens für die Berechnung der Rückfederung verwendet. Der Input für die Berechnung der Rückfederung mittels impliziter Lösungsverfahren beinhaltet sowohl die aktuell berechnete Bauteilgeometrie als auch die im Bauteil wirkenden Spannungen am Ende des Umformvorganges [Fir07]. Beim expliziten Zeitintegrationsverfahren wird nach einer Lösung der Differentialgleichungen für den Zeitpunkt $t + \Delta t$ aus den zum Zeitpunkt t verfügbaren Größen gesucht. Die berechneten Ergebnisse im Zeitpunkt $t + \Delta t$ dienen dann als Ausgangspunkt zur Berechnung des nächsten Zeitschrittes. Um die konvergierende Lösung beim Einsatz des expliziten Zeitintegrationsverfahrens gewährleisten zu können, muss der Zeitschritt entsprechend klein gewählt werden [Nas15], [Sie15]. Der erlaubte Zeitschritt kann wie folgt bestimmt werden:

$$\Delta t \leq \frac{L}{c_d} \quad (29)$$

wobei L die kleinste charakteristische Dimension darstellt, die sich aus der kürzesten Distanz zweier Knoten ergibt. Der Parameter c_d steht für die vorliegende Schallgeschwindigkeit im

Werkstoff und ist von den Werkstoffkennwerten wie E-Modul und Dichte abhängig. Diesbezüglich kann sich eine hohe Anzahl an Rechenschritten ergeben, da der Zeitschritt im Bereich von Mikrosekunden liegen kann. Durch entsprechende Maßnahmen wie z.B. Massenskalierung oder künstliche Verkürzung der Prozesszeit wird dabei versucht, die Rechenzeit zu verringern [Rol93], [Kle15].

Beim Einsatz des impliziten Zeitintegrationsverfahrens liegt eine solche Beschränkung des kritischen Zeitschritts jedoch nicht vor. Dabei wird nach Lösung der Differentialgleichungen für jeden Zeitpunkt $t + \Delta t$ unter Berücksichtigung der unbekanntenen Größen sowohl zum Zeitpunkt t als auch zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ iterativ gesucht. In diesem Fall wird ein Konvergenzkriterium erforderlich, da durch das Auftreten von gewissen Instabilitäten (z.B. Faltenbildung) Konvergenzproblemen auftreten können, die den Abbruch der Simulationsberechnung verursachen [Rol93].

Im Programmsystem LS-Dyna wird für die Rückfederungsberechnung stets das implizite Zeitintegrationsverfahren und für die numerische Berechnung des Umformvorganges das explizite Zeitintegrationsverfahren eingesetzt. Allerdings, ist es auch möglich, innerhalb einer Simulationsberechnung für den Fall von Konvergenzproblemen, zwischen expliziten und impliziten Zeitintegrationsverfahren zu wählen.

2.7 Zusammenfassung des Standes der Technik

Im vorliegenden Stand der Technik wurden zunächst die hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffe betrachtet, wobei deren mechanische als auch metallurgische Eigenschaften kurz erläutert wurden. Des weiteren wurden mögliche Einsatzgebiete dieser Stahlblechwerkstoffe im Automobilbau vorgestellt. Anschließend wurden die konventionellen umformtechnischen Fertigungsverfahren aufgeführt, welche bei der Herstellung von Karosserieteilen aus hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen heute in der Produktionspraxis zum Einsatz kommen. Darüber hinaus wurde detailliert auf die wesentlichen, aus der Literatur bekannten physikalischen Effekte der Rückfederung, welche bei der umformtechnischen Verarbeitung dieser Werkstoffe häufig im erheblichen Maße auftreten, dargelegt. Dabei wurde festgestellt, dass die Hauptursache für die Entstehung der Rückfederung die elastischen Anteile der beim Umformen im Bauteil erzeugten Spannungen darstellen. Nach dem Öffnen des Ziehwerkzeuges während der Bauteilentlastungsphase kommt es zu ortsspezifischen Formabweichungen, deren Betrag hauptsächlich von den durch den Umformvorgang über die Blechdicke erzeugten Spannungsgradienten abhängt. Zudem wurden die wichtigsten Einflussgrößen auf die Rückfederung vorgestellt und diskutiert. Weiterhin wurden die bisher existierenden Ansätze bzw. Maßnahmen vorgestellt, welche zur Reduktion bzw. Kompensation der Rückfederung beim Tief- und Streckziehen von

hutförmigen Bauteilen eingesetzt werden können. In Kapitel 2.6 werden die Grundprinzipie der FE-Methode aufgeführt, wobei die heute in den unterschiedlichen Programmcodes hinterlegten Zeitintegrationsverfahren ausführlich erläutert wurden.

Heutzutage wird die Umformsimulation in der frühen Produktentwicklungsphase zur Gewährleistung bzw. Absicherung einer versagensfreien und maßgenauen Fertigung der Bauteile eingesetzt. Dabei ist man heute mit Hilfe der Umformsimulation in der Lage, neben der genauen Prognose der Risiken des Auftretens von Rissen im Bauteil oder zu starker Wellen- bzw. Faltenbildung ebenfalls die Rückfederung u.U. fast realitätsgetreu vorherzusagen. Darauf basierend kann mit Hilfe der Umformsimulation die Anwendbarkeit von verschiedenen Maßnahmen bzw. Ansätzen zur entsprechenden Kompensation der rückfederungsbedingten Bauteilformabweichungen ohne zu aufwändige experimentelle Erprobungen numerisch untersucht werden. Schließlich kann, basierend auf den erzielten Ergebnissen, die bestgeeignetste Methode zur Rückfederungskompensation des eingesetzten Bauteils festgelegt werden.

Aus dem hier vorgestellten Stand der Technik folgt im Rahmen des nächsten Kapitels die Herleitung der Motivation und Zielsetzung dieser Arbeit.

3 Motivation, Zielsetzung der Arbeit und Vorgehensweise

Aufgrund der permanenten Erhöhung der Umweltschutzauflagen in Europa ist die Automobilindustrie ständig gezwungen, den Kraftstoffverbrauch und die CO₂-Emissionen von Fahrzeugen zu senken. Diese Voraussetzungen können einerseits durch die Entwicklung und Herstellung energieeffizienter Verbrennungsmotoren und andererseits durch die Reduzierung des Fahrzeuggesamtgewichtes erfüllt werden.

Wie bereits erwähnt, kann das Gesamtgewicht des Fahrzeugs durch den Einsatz von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen als auch von Aluminiumlegierungen für die Herstellung von Karosserieteilen reduziert werden. Dabei werden hoch- und höchstfeste Stahlblechwerkstoffe in der Regel für die Herstellung von Karosserieverstärkungsteile und Aluminiumbleche für die Karosserieaußenhautteile verwendet. Die Bestrebungen zur Herstellung von Karosserieverstärkungsbauteilen aus Stahlblechwerkstoffen mit möglichst höherer Zugfestigkeit führen in der Praxis zu erheblichen Herausforderungen im Hinblick auf die Blechumformung.

Beim Umformen solcher Bauteile aus hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen durch den Einsatz der konventionellen Tiefzieh- und Streckziehverfahren bei Raumtemperatur (RT) treten stets gravierende Formabweichungen auf (siehe Abbildung 3-1), welche unter Berücksichtigung der bekannten Methoden nach dem aktuellen Stand der Technik nur schwer oder gar nicht kompensiert werden können.

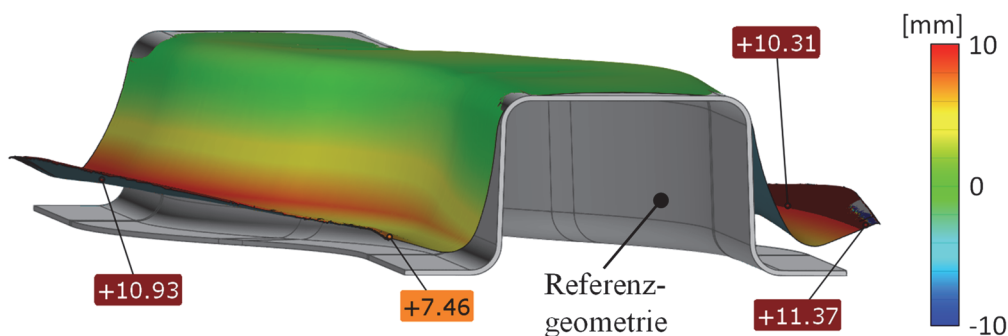


Abbildung 3-1: Formabweichungen nach dem Tiefziehen eines zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteils aus Stahlblech DP 980 (Blehdicke 0,97 mm, Blechhalterkraft 300 kN)

Diese rückfederungsbedingten Formabweichungen des Bauteils ergeben sich in der Regel aus den elastischen Dehnungsanteilen, welche zwischen einzelnen Umformstufen als auch am Ende einer Operationsfolge im Bauteil verbleiben. Daraus resultierende Bauteilformabweichungen beeinträchtigen die Qualität des Bauteils und verursachen somit Montageschwierigkeiten im Karosseriebau.

Die bisher entwickelten und im Stand der Technik ausgeführten Ansätze zur Reduzierung der Rückfederung haben sich vor allem bei der Umformung von hochfesten Stahlblechwerkstoffen ($R_m \leq 600 \text{ MPa}$) bewährt. Allerdings werden beim Einsatz derselben bei der Umformung von

höchstfesten Stahlblechwerkstoffen ($R_m > 700 \text{ MPa}$) häufig keine zufriedenstellende Ergebnisse hinsichtlich der erforderlichen Bauteilformabweichung erzielt. Aus diesem Grund werden crashrelevante Karosseriestruktureile in der Regel mit modernen Verfahren wie Presshärten hergestellt.

Daher ergibt sich die Motivation dieser Arbeit aus der Erarbeitung einer effektiven Methodik zur Kompensation der rückfederungsbedingten Bauteilformabweichungen bei Verwendung von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen bei Raumtemperatur.

Das Hauptziel dieser Arbeit liegt in der Untersuchung und Erarbeitung einer solchen geeigneten Methode bzw. von Ansätzen, welche zur erfolgreichen Kompensation der Rückfederung bei der Umformung von hutformähnlichen Bauteilen aus modernen höchstfesten Stahlblechwerkstoffen eingesetzt werden können. Die Vorgehensweise, welche zur Erreichung des angestrebten Ziels verfolgt wird, ist in Abbildung 3-2 schematisch dargestellt.

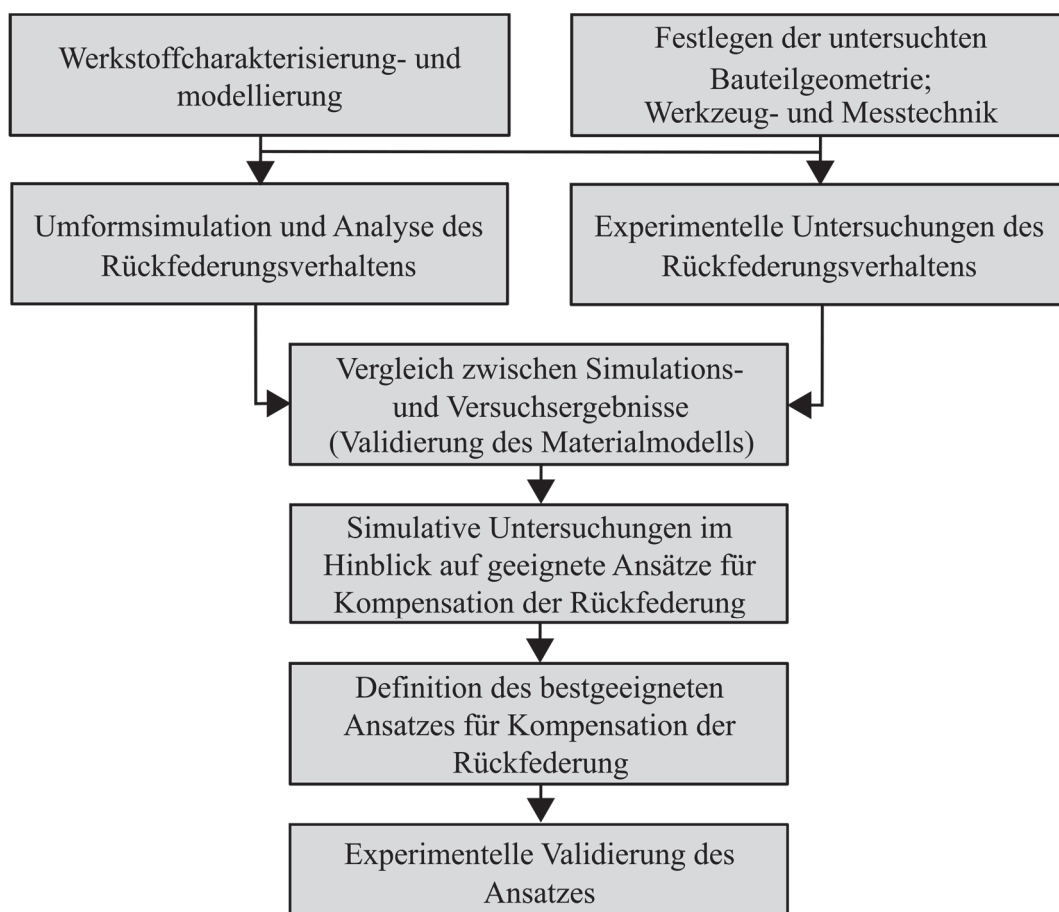


Abbildung 3-2: Schematische Darstellung der Vorgehensweise in dieser Arbeit

Wie bereits im Stand der Technik erwähnt, stellt die entsprechende Werkstoffmodellierung des verwendeten Werkstoffes eine der wichtigsten Voraussetzungen für eine genaue numerische Berechnung der Rückfederung dar. Um dies zu gewährleisten, erfolgen im Rahmen dieser Arbeit zunächst erweiterte Werkstoffcharakterisierungen für die untersuchten Werkstoffe DP 600,

DP 800 und DP 980. Dabei werden neben der Zug- und Nakajima-Versuchen auch die Versuche zur Bestimmung der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls sowie des Bauschinger-Effektes durchgeführt. Anhand der in diesem Zusammenhang erhaltenen Ergebnisse werden die geeigneten Materialmodelle für die möglichst genaue numerische Berechnung der Rückfederung definiert.

Gleichzeitig wird die untersuchte Bauteilgeometrie festgelegt. Aufgrund der Tatsache, dass zahlreiche Karosserieverstärkungsteile hutförmige und gekrümmte Geometrien aufweisen, wird für das in dieser Arbeit untersuchte Bauteil ebenfalls ein Bauteil mit zweifach gekrümmter hutförmiger Geometrie ausgewählt und betrachtet.

Anschließend werden die Simulationen für das Tiefziehen und die Berechnung bzw. Analyse der Rückfederung für die untersuchte Bauteilgeometrie unter Berücksichtigung verschiedener Bedingungen und definierter Materialmodelle durchgeführt. Gleichzeitig werden die Versuche durchgeführt, um einerseits die Genauigkeit der definierten Materialmodelle zu validieren, und andererseits den Einfluss der Blechhalterkraft und Stößelgeschwindigkeit auf das Rückfederungsverhalten der untersuchten Werkstoffe zu analysieren. Anschließend werden die Simulations- mit den Versuchsergebnissen verglichen. Diesbezüglich wird ein Materialmodell ausgewählt, mit welchem die Simulation eine hinreichend kleine Abweichung in Bezug auf die Versuchsergebnisse liefert.

Nach der erfolgten Analyse bezüglich des Zusammenhangs zwischen der im Bauteil durch das Tiefziehen verursachten Spannungsverteilung und der daraus resultierenden Rückfederung werden die simulativen Untersuchungen durchgeführt mit dem Ziel, die geeignetsten Ansätze zur Kompensation der rückfederungsbedingten Formabweichungen festzulegen. Dabei wird angenommen, dass die Rückfederung reduziert werden kann, in dem die während des Umformens über die Blechdicke des Bauteils verursachten Spannungen den Spannungen mit entgegengesetztem Vorzeichen überlagert werden.

In diesem Zusammenhang werden einerseits die Möglichkeiten zur Überlagerung der nach dem Tiefziehen im Bauteil wirkenden Spannung durch das Nachformen untersucht. Dabei kommen die Ansätze wie das Einbringen von Sicken bzw. Verprägungen in die Bauteilzarge sowie das Kalibrieren der Bauteilradien in Frage. Diese Ansätze sollen eine lokale Beeinflussung der im Bauteil wirkenden Spannungen bewirken. Andererseits werden die Möglichkeiten zur Spannungsüberlagerung mittels einer zusätzlicher Streckziehbelastung der Bauteilzarge oder durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens untersucht. Darüber hinaus werden die Ansätze zur vollständigen Überlagerung von Biegespannungen in der Bauteilzarge untersucht, da diese als einer

der Hauptgründe für die Entstehung der Zargenkrümmung und Rückfederung generell im Stand der Technik identifiziert wurden.

Auf der Grundlage der in diesem Zusammenhang gewonnenen Erkenntnisse soll eine neue, möglichst effektive Rückfederungskompensationsmethode bzw. ein Ansatz erarbeitet und empfohlen werden, der zu einer vernachlässigbaren rückfederungsbedingten Formabweichung des hutförmigen Bauteils führt. Darüber hinaus soll die zu entwickelnde Rückfederungskompensationsmethode experimentell nachgewiesen werden.

Zusammenfassend soll es auf Basis der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse dem jeweiligen Anwender erleichtert werden, die Methodenplanung und auch die Fertigung anderer Geometrien von hutförmigen Bauteilen mit möglichst geringen Formabweichungen gestalten zu können.

4 Werkstoffcharakterisierung und -modellierung

Für die realitätsgetreue numerische Berechnung der Rückfederung nach dem Tiefziehen von hutförmigen Trägerprofilen ist die genaue Werkstoffcharakterisierung und -modellierung essentiell. Für diesen Zweck wurden für die im Rahmen dieser Arbeit berücksichtigten Werkstoffe sowohl uniaxiale Zugversuche als auch uniaxiale zyklische Belastungs-Entlastungs-Versuche zur Bestimmung der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls durchgeführt. Die Charakterisierung des Bauschinger-Effektes erfolgte mit Hilfe von zyklischen Zug-Druck-Versuchen. Weiterhin wurden zur Ermittlung der Grenzformänderungskurven der eingesetzten Blechwerkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 Nakajima-Versuche nach Norm DIN EN ISO 12004-2 durchgeführt.

In der Blechumformung wird die Bauteilqualität zudem durch den Platineneinzug beeinflusst, welcher von den Reibungsverhältnissen im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Bauteil abhängig ist. Neben den Werkstoffparametern stellt daher auch die Reibungszahl einen weiteren wichtigen Parameter für eine erfolgreiche Umformung dar. Hier erfolgte die Bestimmung der Reibungszahlen mittels Streifenzugversuchen.

4.1 Zugversuche

Zur Ermittlung der mechanischen Eigenschaften (Fließspannung, Zugfestigkeit, E-Modul, Verfestigungsexponent und Anisotropie-Werte) und der Fließkurven für die zu untersuchenden Werkstoffe DP 980, DP 800 und DP 600 wurden die uniaxialen Zugversuche mit einer universellen Zugprüfmaschine der Firma Zwick&Roell durchgeführt. Zur Berücksichtigung der Anisotropie wurden die Proben parallel, unter 45° sowie quer zur Walzrichtung aus dem entsprechenden Blechmaterial entnommen und im Rahmen der Versuchsreihen untersucht. Die Proben wurden nach den Vorgaben der Norm DIN-50125 hergestellt. Die erhaltenen Materialkennwerte aus den je dreimal wiederholten Versuchen bezüglich der Fließ- und Zugspannung, der Anisotropie-Parameter und der Verfestigungsexponenten wurden gemittelt und sind in der Tabelle 4-1 aufgeführt.

Tabelle 4-1: Wichtige Werkstoffparameter für die Stahlblechwerkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980

Werkstoff		DP 980	DP 800	DP 600
Blechdicke s_0 [mm]		0,97	1,0	1,0
Anisotropie Parameter	r_0	0,63	0,58	0,77
	r_{45}	0,88	0,91	0,74
	r_{90}	0,74	0,72	0,96
n - Wert		0,12	0,15	0,17
Fließspannung $R_{p0,2}$ [MPa]		706,1	506,8	362,9
Zugfestigkeit R_m [MPa]		1068	829,8	646,2

Es ist zu erwähnen, dass die maximal erreichbare Gleichmaßdehnung für die Werkstoffe DP 600 und DP 800 14 % bzw. 12 % betrug. Im Gegensatz dazu wies der Werkstoff DP 980 eine recht geringe Gleichmaßdehnung von nur 9 % auf.

Aufgrund der geringen Dehnungsbeträge, die bei den Zugversuchen für die untersuchten Werkstoffe erzielt wurden, erfolgte eine Extrapolation der erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Kurven für höhere Dehnungswerte nach dem Hockett-Sherby Gesetz mittels Curve-Fitting-Tools in MATLAB R2018a (Abbildung 4-1).

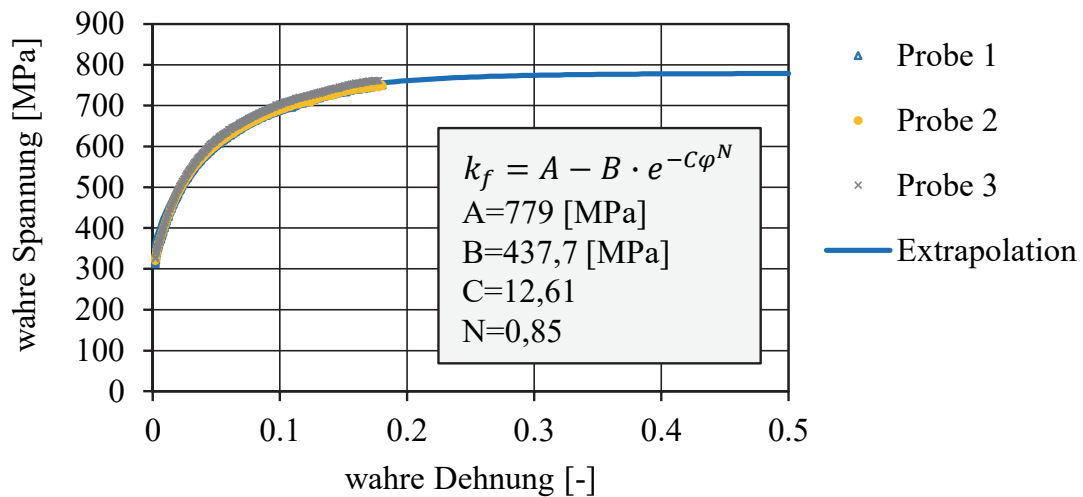


Abbildung 4-1: Extrapolation der Fließkurve für den Werkstoff DP 600

Abbildung 4-2 stellt die nach der vorher beschriebenen Vorgehensweise ermittelten Fließkurven für die Werkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 dar.

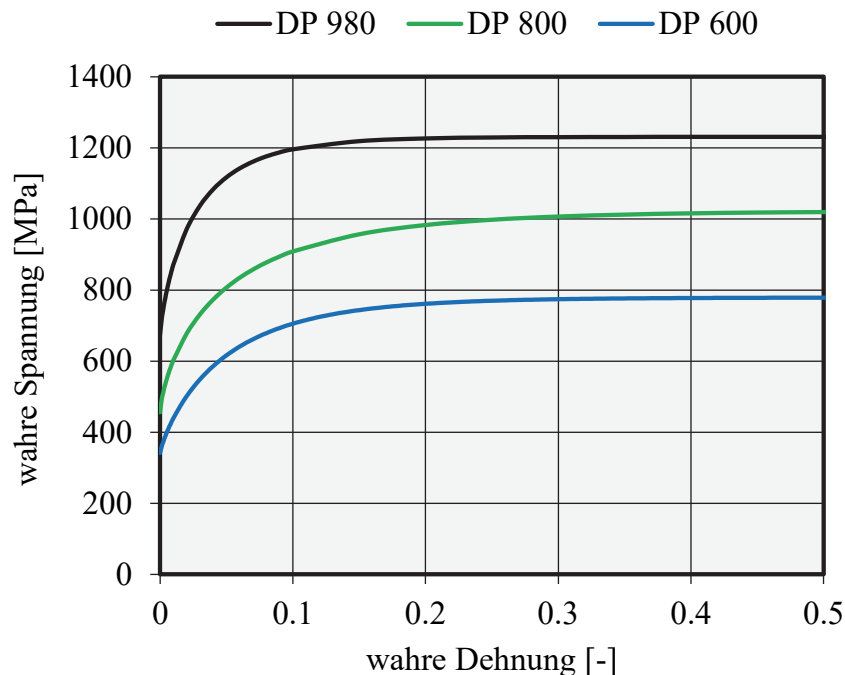


Abbildung 4-2: Fließkurven für die Werkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980

Die Werkstoffparameter A, B, c und N des Fließkurvenextrapolationsansatzes nach Hockett-Sherby (Formel (21)) wurden mit Hilfe des Curve-Fitting-Tools in MATLAB R2018a ermittelt, und sind in Tabelle 4-2 dargestellt.

Tabelle 4-2: Parameter für die Fließkurven extrapoliert anhand des Hockett-Sherby Ansatzes

Werkstoff	A [MPa]	B [MPa]	c	N
DP 600	779	437,7	12,61	0,85
DP 800	1023	566,8	8,60	0,73
DP 980	1231	557,3	17,52	0,80

4.2 Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls von der plastischen Dehnung

Wie bereits in Unterkapitel 2.3.2 erwähnt, stellt das E-Modul eine wichtige Materialgröße dar, welche einen wesentlichen Einfluss auf die simulative Vorhersagegenauigkeit der Rückfederung aufweist. Für die Bestimmung des dehnungsbetragsabhängigen E-Moduls wurde die dieselbe Probengeometrie verwendet wie diejenige, die beim uniaxialen Zugversuch eingesetzt wurde. Auch diese Versuche wurden ebenfalls an der universellen Zugprüfmaschine der Firma Zwick&Roell bei RT durchgeführt. Die Probe wurde zunächst bis zu einer wahren Dehnung von etwa 0,01 vorgereckt und wieder entlastet. Anschließend wurde die gleiche Probe bis zu einer höheren Dehnung von etwa 0,02 erneut unter Zugbelastung gereckt. Dieser Vorgang wurde beim Werkstoff DP 980 weiter bis zu einer gesamten plastischen Dehnung von 0,1 mit einem Dehnungsinkrement von 0,02 wiederholt (Abbildung 4-3).

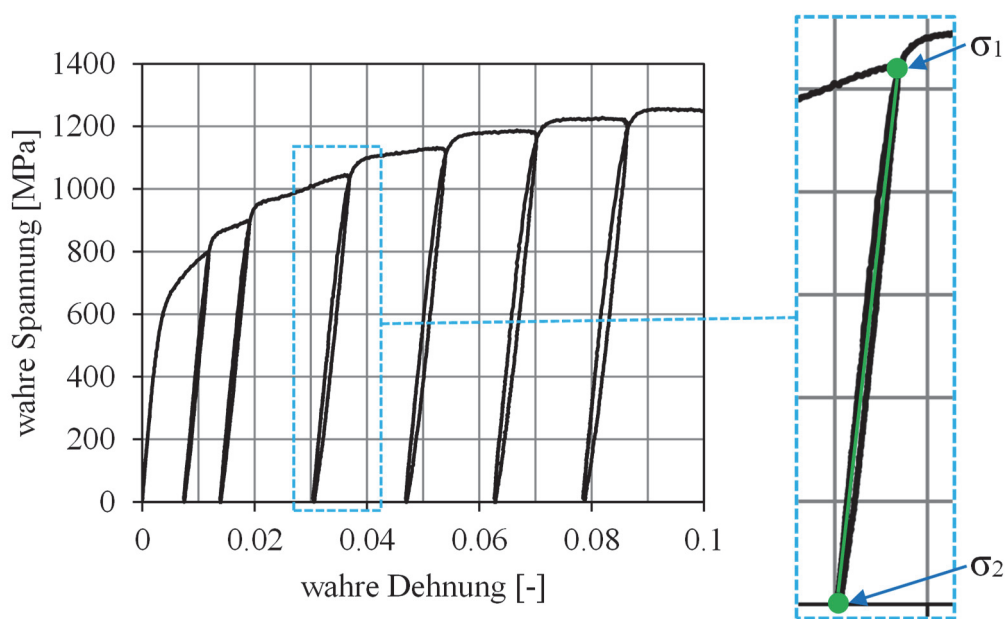


Abbildung 4-3: Bestimmung des E-Moduls beim Entlasten (Werkstoff DP 980)

Die Messung der Dehnungen erfolgte mit Hilfe des optischen Messsystems Aramis der Firma GOM mbh. Gleichzeitig wurden die auftretenden Kräfte mittels einer Kraftmessdose an der Zugprüfmaschine erfasst und für die Ermittlung der wahren Spannungen verwendet. Mit Hilfe dieser zyklisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven konnte die dehnungsabhängige Änderung des E-Moduls errechnet werden. Für diesen Zweck wurde der Punkt mit der größten Spannung σ_1 und jener mit der kleinsten Spannung σ_2 bei der Entlastung der Probe betrachtet. Diese beiden Punkte wurden durch eine gerade Linie verbunden (Abbildung 4-3), deren Steigung das Entlastungsmodul für die beobachtete Dehnung darstellt. Mit diesem Vorgehen wurden die Entlastungsmodule für jeden Wert der Vordehnung bestimmt. Auf Basis dieser Daten wurde mittels des Curve Fitting Tool des Programms MATLAB_R2018a eine Parameterstudie durchgeführt. Das Ziel dieser Parameterstudie bildete die Bestimmung einer Kurve mit Hilfe der Yoshida-Uemori Formel (27), welche möglichst genau die gemessenen Entlastungsmodule in Abhängigkeit von der Dehnung abbildet. In Abbildung 4-4 ist die dehnungsbetragsabhängige Reduzierung des E-Moduls beispielhaft für den Werkstoff DP 980 dargestellt.

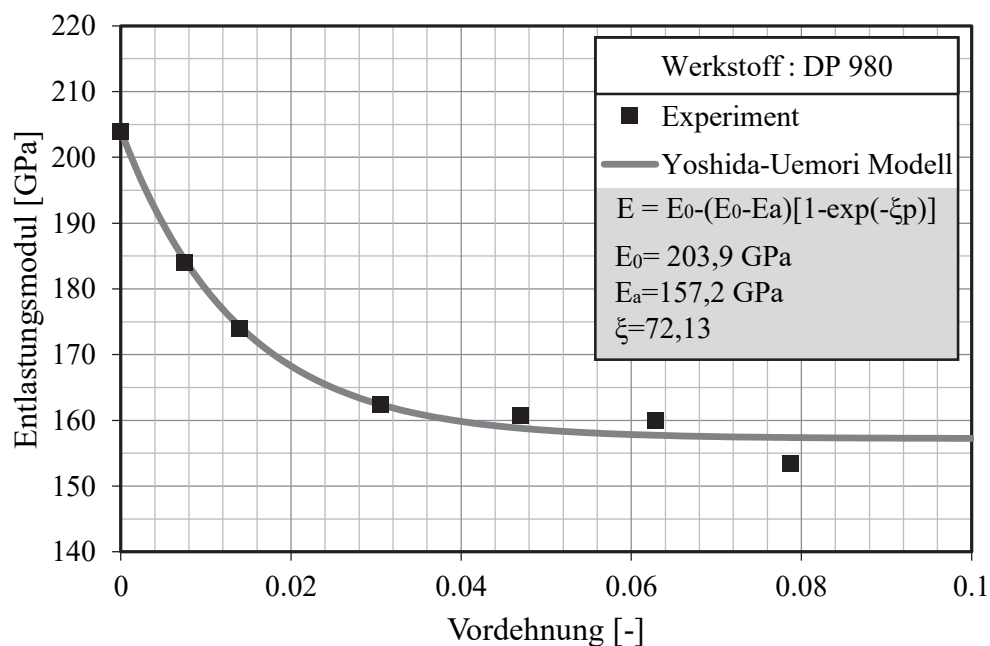


Abbildung 4-4: Dehnungsbetragsabhängige Reduzierung des E-Moduls für den Werkstoff DP 980

Auf Basis der erhaltenen Ergebnisse für den Werkstoff DP 980 kann festgestellt werden, dass das Entlastungsmodul bei einer Dehnung von 0,04 um etwa 21,5 % im Vergleich zu dem ursprünglichen E-Modul reduziert wurde. Auf dieselbe Weise wurden auch die Zusammenhänge zwischen den Entlastungsmodulen und den entsprechenden Dehnungen für die Werkstoffe DP 600 und DP 800 bestimmt. Für den Werkstoff DP 600 konnte eine Reduzierung des Entlastungsmoduls um 26 % bei einer plastischen Dehnung von 0,14 identifiziert werden. Im Fall des Werkstoffes DP 800 wurde der Entlastungsmodul um etwa 23 % bei einer Dehnung von

0,1 reduziert. Das ursprüngliche E-Modul E_0 , das saturierte E-Modul E_a sowie der Werkstoffparameter ξ aus der Gleichung (27) sind für die untersuchten Werkstoffe in der Tabelle 4-3 dargestellt.

Tabelle 4-3: Parameter zur Beschreibung der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls

Werkstoff	DP 600	DP 800	DP 980
E_0	197,1	205,8	203,9
E_a	139,7	157,2	157,2
ξ	16,1	33,3	72,13

4.3 Zyklische Zug-Druck-Versuche

Zur Charakterisierung des bei den untersuchten Werkstoffen auftretenden Bauschinger-Effektes wurden zyklische Zug-Druck-Versuche durchgeführt. Da solche Versuche aufgrund des Ausknickens der dünnen Blechproben sehr aufwendig sind, wurde angelehnt an [Sta09] eine entsprechende Probengeometrie definiert (Abbildung 4-5).

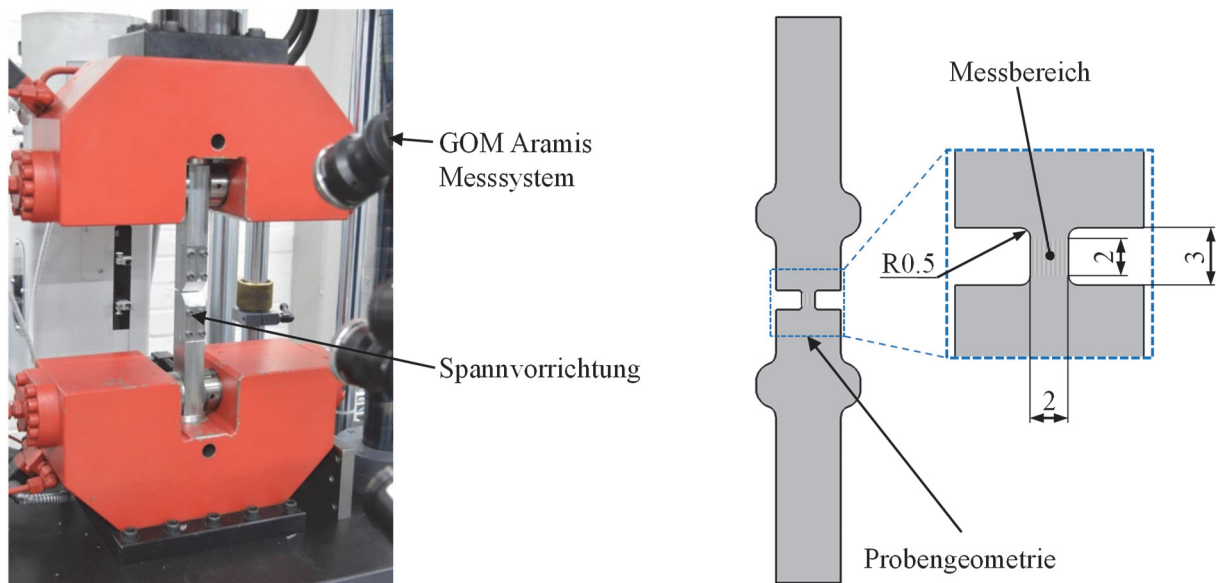


Abbildung 4-5: Versuchsaufbau für Zug-Druck-Versuche

Die Messlänge und -breite betragen in diesem Fall jeweils 2 mm. Wegen dieser minimierten Probengeometrie wurde davon ausgegangen, dass aufgrund des verkleinerten Verhältnisses zwischen der Probenbreite und -dicke unter Druckbelastung kein Ausknicken der Probe auftreten kann. Um das fehlerfreie Einspannen der Probe an der universellen Zugprüfmaschine gewährleisten zu können, wurde eine entsprechende Spannvorrichtung konstruiert und hergestellt.

Wie in Abbildung 4-5 dargestellt, besteht sich diese Spannvorrichtung aus zwei separaten Teilen (Ober- und Unterteil). Um einen eventuellen Versatz zwischen dem unteren und oberen Teil der Spannvorrichtung unter Druckbeanspruchung zu verhindern, wurde eine entsprechende Führung mit Hilfe von zwei Stiften realisiert. Dabei musste beachtet werden, dass diese Stiftführung keine zusätzliche Verschiebekraft verursacht, da dies zu falschen Ergebnissen bezüglich der Spannungs-Dehnungs-Korrelation insbesondere unter Druckbeanspruchung geführt hätte.

Bei diesem Versuch wurde die Probe zunächst bis zu einer plastischen wahren Dehnung von etwa 0,02 gereckt. Direkt im Anschluss an das Erreichen dieser vorgegebenen Dehnung im Zug wurde die Probe ohne Unterbrechung des Versuchs wieder bis auf die Ursprungsposition gestaucht. Danach wurde der gleiche Versuchsverlauf noch einmal wiederholt, wobei während dieses zweiten Belastungszyklus eine wahre Dehnung von etwa 0,04 vorgegeben wurde. Während des gesamten Versuchsverlaufs wurde die Probe nicht aus der Spannvorrichtung bzw. der Zugprüfmaschine entnommen, da es hierdurch zu einer Spannungsrelaxation hätte kommen können. Die während der Versuchsdurchführung auftretenden Dehnungen wurden mit Hilfe des optischen Messsystems GOM Aramis direkt gemessen. Nach dem Versuchsende wurden alle Proben auf eventuelle unerwünschte Verformungen im Messbereich geprüft. Diesbezüglich konnte beim dritten Belastungszyklus mit einer wahren Dehnung von etwa 0,06 das Ausknicken der Probe beobachtet werden, vor allem beim Stahlblech DP 980. Aus diesem Grund sind die Hysteresekurven in Abbildung 4-6 nur bis zur wahren Dehnung von 0,04 für die untersuchten Werkstoffe dargestellt.

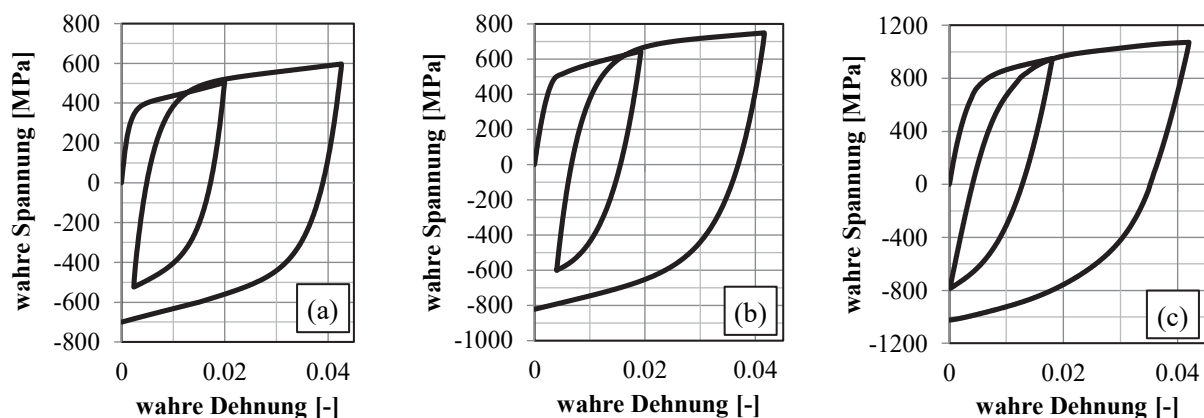


Abbildung 4-6: Hysteresekurven mit zwei Zug-Druck-Zyklen für die Werkstoffe; (a) DP 600, (b) DP800 und (c) DP 980

Basierend auf den in Abbildung 4-6 dargestellten Ergebnissen wurden durch den Einsatz der Optimierungssoftware LS-OPT sowie dem FEM-Sover LS-DYNA der Firma LSTC die erforderlichen Parameter für die Beschreibung des Bauschinger-Effektes mit Hilfe eines numerisch inversen Verfahrens identifiziert. Um die Rechenzeit zu reduzieren, wurde für diese Analyse

ein Ein-Element-Modell verwendet (Abbildung 4-7a). Die Knoten auf einer Seite des Elementes wurden fixiert (linke Seite in diesem Fall), wobei den Knoten auf der gegenüberliegenden Seite des Elementes die entsprechende Bewegungsfunktion zugeordnet wurde. Mit dieser Bewegungsfunktion konnten die experimentell ermittelten Dehnungen auch simulativ in Form von Zielkurven dargestellt werden. Das Werkstoffverhalten des Ein-Element-Modells wurde mit dem Werkstoffmodell *MAT_125 simuliert. Mit Hilfe dieser Simulationen war es iterativ möglich, den Unterschied bzw. die Abweichung zwischen der experimentellen und simulativen Hysterese-Kurve deutlich zu reduzieren. Nach dem Erreichen eines genügend kleinen Unterschiedes zwischen der experimentellen und simulativen Spannungs-Dehnungs-Kurve wurden die Werkstoffparameter des Yoshida-Uemori Modells numerisch bestimmt. Abbildung 4-7b stellt das Endergebnis der beschriebenen Analyse und Modellierung für den Werkstoff DP 980 dar.

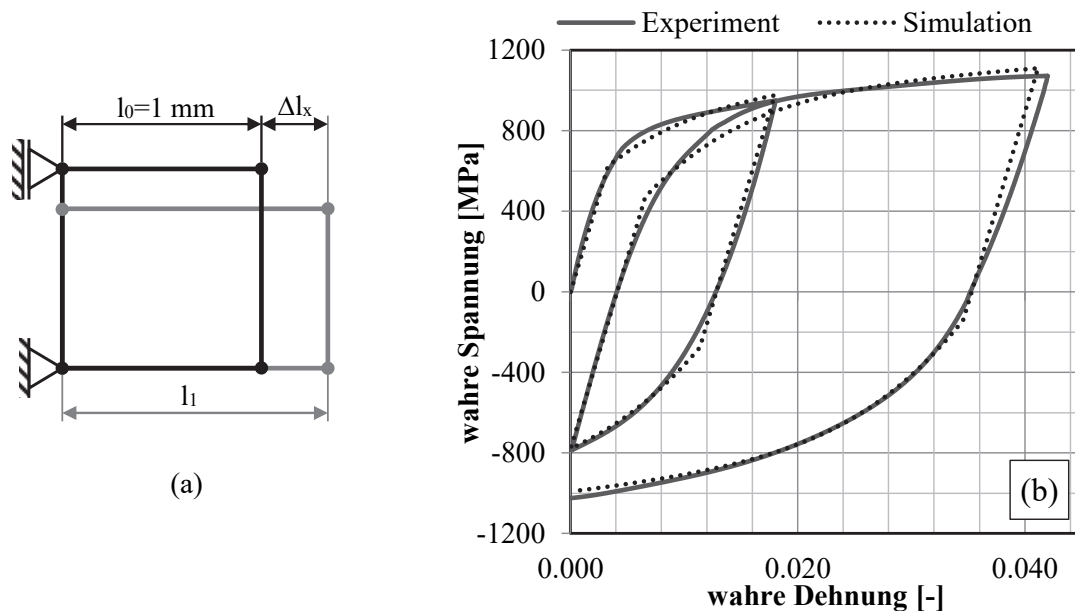


Abbildung 4-7: (a) Schematische Darstellung des Ein-Element-Modells, (b)- Vergleich zwischen der experimentell und der simulativ ermittelten Abhängigkeit zwischen der wahren Spannung und der wahren Dehnung des Werkstoffs DP 980

Die auf diese Weise bestimmten Werkstoffparameter für die Abbildung des Yoshida-Uemori Modells sind in der Tabelle 4-4 aufgelistet.

Tabelle 4-4: Werkstoffparameter des Yoshida-Uemori Modells für die Stahlblechwerkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980

Werkstoff	Y	C	B	Rsat	b	m	h
DP 600	354,0	201,6	434,6	212,8	17,4	28,3	0,68
DP 800	450,67	345,07	515,56	222,93	152,5	34,54	0,1
DP 980	625,2	166,2	918,67	39,6	403,6	20	0,46

4.4 Ermittlung von Grenzformänderungskurven

Für die Vorhersage des Werkstoffversagens bei unterschiedlichen Dehnungsverhältnissen ist die Bestimmung der Grenzformänderungskurve nötig. Grenzformänderungskurven werden normalerweise mittels Nakajima-Tests nach der Standardnorm DIN EN ISO 12004-2 [DIN09] ermittelt. Bei diesem Test werden die Blechproben mit unterschiedlichen Breiten über einen halbkugelförmigen Stempel bis zum Bruch gestreckt. Mit den unterschiedlichen Probenbreiten können unterschiedliche Dehnungszustände im Polbereich des genormten Halbkugelstempels dargestellt werden, wobei mittels jeder Probenbreite je ein Punkt im Grenzformänderungsdiagramm bestimmt werden kann. Für die Ermittlung der Grenzformänderungskurven der untersuchten Werkstoffe wurden jeweils sieben Probengeometrien mit den Breiten 30 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm, 140 mm und 200 mm entsprechend den Empfehlungen der Norm berücksichtigt. Für jede Probengeometrie wurden fünf Blechproben vorbereitet. Die Probengeometrie, welche in diesem Test eingesetzt wurde ist in Abbildung 4-8 dargestellt.

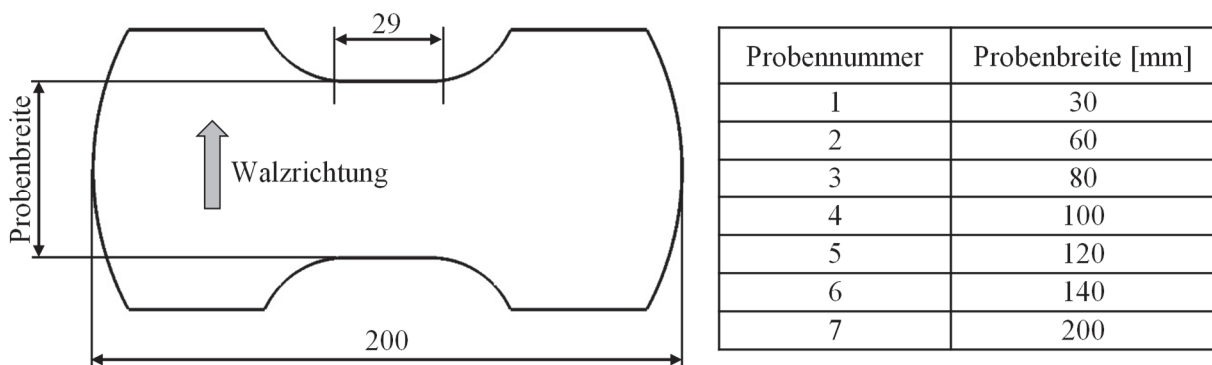


Abbildung 4-8: Probengeometrie für Nakajima-Test

Da die Messung der auftretenden Dehnungen während des Nakajima-Tests direkt mit Hilfe des optischen Messsystems GOM Aramis erfolgt, wurden alle im Test verwendete Blechproben entsprechend mit einem stochastischen Schwarz-/Weiß-Muster versehen. Bei der Versuchsdurchführung wurden die Proben zunächst auf dem Blechhalter positioniert und mittels des Blechhalters eingespannt. Um sicher zu stellen, dass es zu keinem Probenkanteneinzug während der Versuche kommt, wurde die Blechhalterkraft auf 57 kN eingestellt. Die Geschwindigkeit der Stempelbewegung bei der Versuchsdurchführung betrug 1 mm/s. Als Schmierstoff zwischen dem Stempel und den Blechproben wurde das Ziehöl M100 verwendet. Nach der Versuchsdurchführung wurden die auf jeder Probe maximal erzielten Haupt- und Nebenformänderungen anhand eines in der Auswertungssoftware vorhandenen Makros bestimmt und für die Festlegung der Grenzformänderungskurven der untersuchten Werkstoffe verwendet. In Abbildung 4-9 sind die für die untersuchten Werkstoffe ermittelten Grenzformänderungskurven dargestellt.

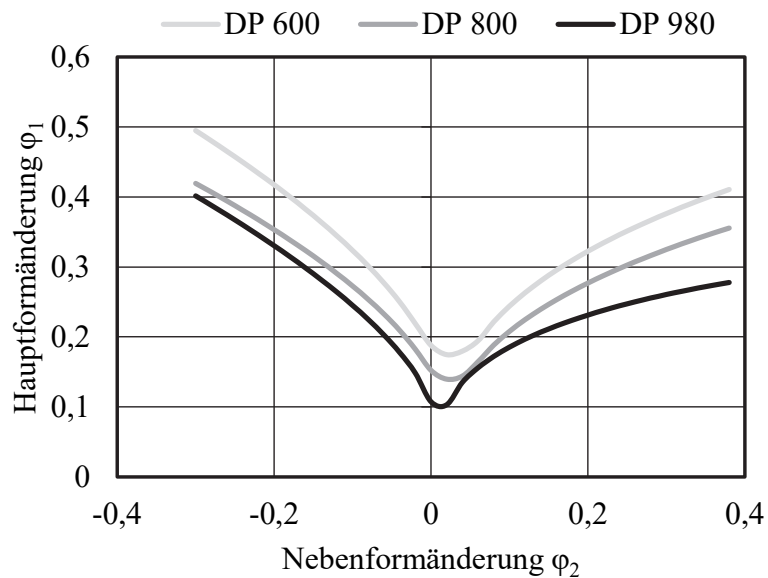


Abbildung 4-9: Grenzformänderungskurven für die Werkstoffe DP 600 ($s_0=1,0$ mm), DP 800 ($s_0=1,0$ mm) und DP 980 ($s_0=0,97$ mm)

4.5 Ermittlung einer gemittelten Reibungszahl für das Tiefziehen hochfester Stahlblechwerkstoffe

Für die Bestimmung der Reibungszahlen der untersuchten Werkstoffe wurden entsprechende Streifenzugversuche durchgeführt. Für diese Versuche wurden die Blechstreifen mit Abmessungen 50×450 mm² aus den feuerverzinkten Stahlblechen DP 600, DP 800 und DP 980 ausgeschnitten und anschließend gereinigt. Danach erfolgte die Beölung der Blechproben mit 2 g/m² des Ziehöls M100. Diese geringe Schmierstoffmenge konnte mittels einer Gummirolle auf der Blechprobe gleichmäßig verteilt werden. Bei der Versuchsdurchführung musste zunächst die Blechprobe in der Streifenziehmaschine entsprechend positioniert und eingespannt werden. Mit Hilfe eines Hydraulikzylinders wurde anschließend das Prüfwerkzeug mit einem vordefinierten Druck auf die ebene Fläche der Blechprobe gepresst und diese dann mittels eines Antriebsmotors einen vordefinierten Weg gezogen. Dabei erfolgte die Messung bzw. Erfassung der auftretenden Rückhaltekräfte mit Hilfe von zwei Kraftmessdosen. In Abbildung 4-10 ist der Ablauf des Streifenzugversuchs schematisch dargestellt.

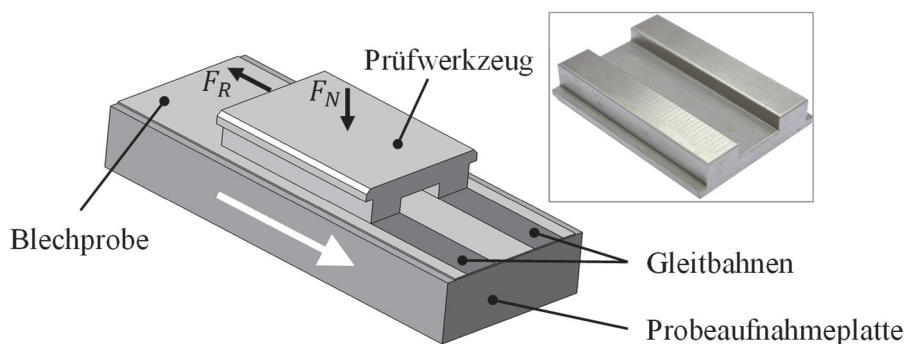


Abbildung 4-10: Aufbau des Streifenzugversuchs

Das bei diesem Versuch eingesetzte Prüfwerkzeug wurde aus dem gleichen Werkstoff (W. Nr.: 1.2379) wie die Werkzeugaktivelemente des Zieh- und Nachformwerkzeuges hergestellt und auf ca. 60 HRc gehärtet. Die Versuche wurden für drei verschiedene Flächenpressungsbeträge (5 MPa, 10 MPa und 15 MPa) durchgeführt. Dabei wurden für jeden variierten Parameter fünf Wiederholungen realisiert. Die Kontaktfläche des Prüfwerkzeugs zur Blechprobe betrug dabei 400 mm². Auf Basis der bei diesem Versuch erzielten Ergebnisse wurden die Reibungszahlen für alle drei betrachteten Werkstoffe und Kontaktdrücke bestimmt. Die Abhängigkeit zwischen den Reibungszahlen und den im Versuch verwendeten Flächenpressungen für die Werkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 sind in Abbildung 4-11 dargestellt.

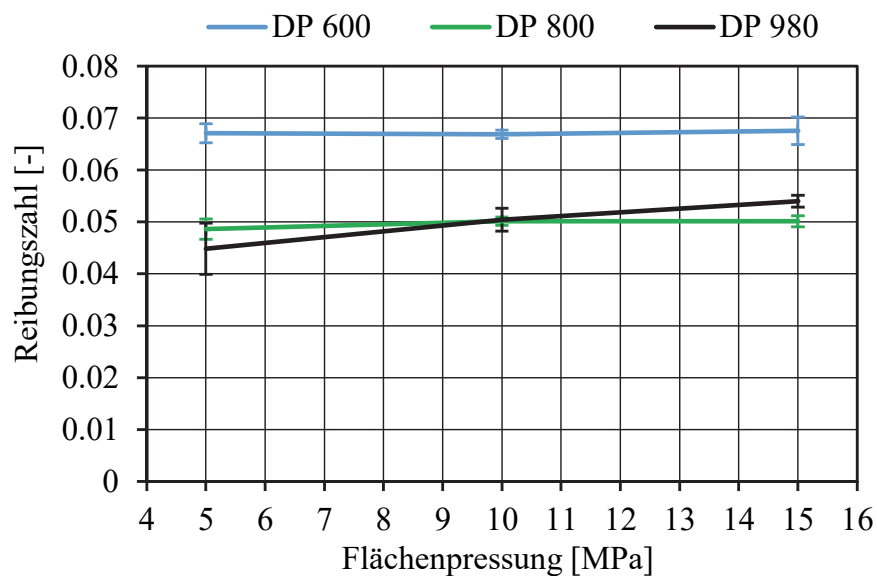


Abbildung 4-11: Werte der Reibungszahlen für die Werkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980

Die Ergebnisse zeigen, dass der mittlere Wert der Reibungszahl für das Stahlblech aus DP 600 bei diesem Versuchsablauf annähernd konstant bleibt. Zudem ist es offensichtlich, dass mit Erhöhung der Flächenpressung eine deutlichere Abweichung der Ergebnisse auftritt. Beim Stahlblech DP 800 ist vor allem für den Bereich der Flächenpressung zwischen 5 MPa und 10 MPa ein leichter Anstieg im Wert der Reibungszahl zu erkennen. Bei weiterer Erhöhung der Flächenpressung bleibt die Reibungszahl fast konstant. Beim Stahlblech DP 980 ist hingegen ein eindeutiger Anstieg der Reibungszahl mit Erhöhung der Flächenpressung ersichtlich. Dabei wird bei einer Flächenpressung von 15 MPa eine Reibungszahl von etwa 0,055 erreicht.

5 Bauteilgeometrie und Prozesstechnik

5.1 Untersuchte Bauteilgeometrie

Für die simulativen und experimentellen Untersuchungen im Hinblick auf die Umformung und das Rückfederungsverhalten von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen wurde im Rahmen dieser Arbeit eine zweifach gekrümmte hutförmige Bauteilgeometrie eingesetzt (siehe Abbildung 5-1). Die Auswahl solcher Bauteilgeometrie liegt in der Tatsache begründet, dass zahlreiche Karosseriestrukturbauteile ebenfalls hutförmige und räumlich gekrümmte Geometrien besitzen und diese nach dem Umformen alle Arten der Rückfederung (Winkeländerung, Zargenkrümmung und Torsion, siehe Unterkapitel 2.4) aufweisen.

Die Länge und Höhe der ausgewählten Bauteilgeometrie beträgt 490 mm und 40 mm. Diese Bauteilgeometrie lässt sich in Längsrichtung in zwei gerade Bereiche mit jeweils 120 mm Länge und zwei gekrümmte Bereiche mit einem Radius von 325 mm unterteilen. In Abbildung 5-1 ist die Geometrie des untersuchten Bauteils mit allen wichtigen Abmessungen dargestellt.

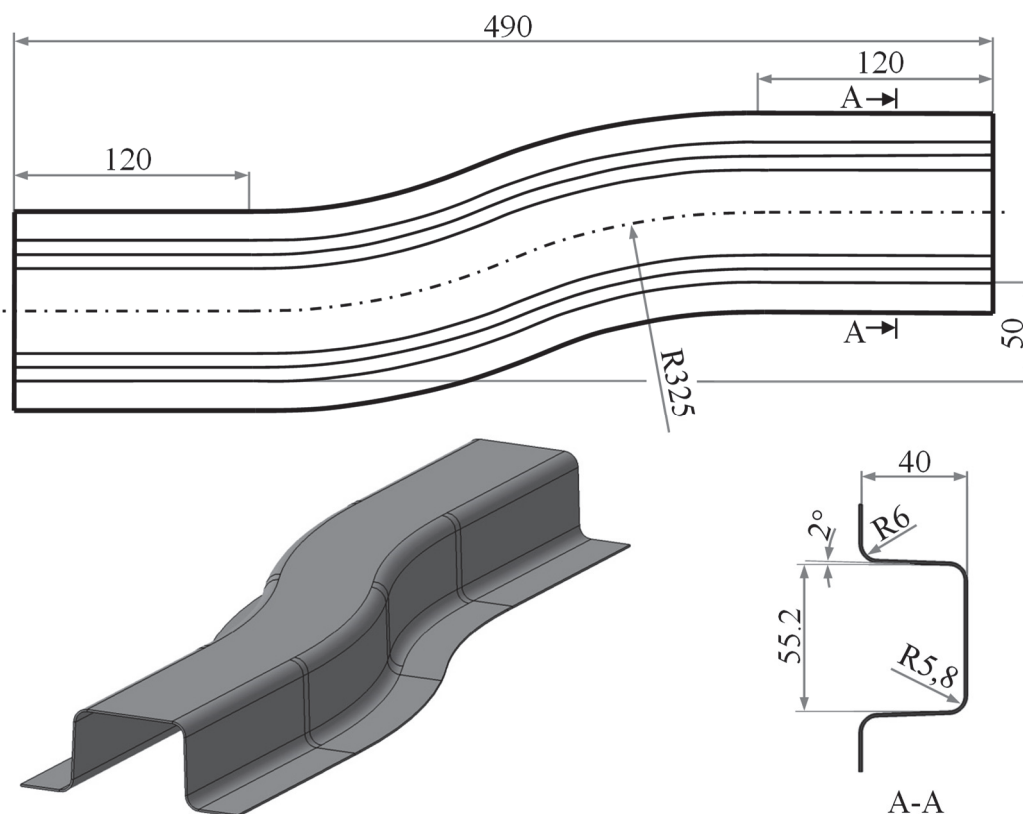


Abbildung 5-1: Untersuchte Bauteilgeometrie

Die optimale Form der Platine, welche für die erfolgreiche bzw. riss- und faltenfreie Umformung erforderlich ist, wurde mit Hilfe der Software eta/Dynaform 5.9.2 in Abhängigkeit von der in Abbildung 5-1 dargestellten Bauteilgeometrie und den in Kapitel 4 bestimmten Werkstoffkennwerten der untersuchten Werkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 festgelegt. Die auf solche Weise bestimmte Form der Platine mit wichtigen Abmessungen ist in Abbildung 5-2

dargestellt. Diese Platinenform wurde sowohl in simulativen als auch in experimentellen Untersuchungen eingesetzt. Dabei betrug die Länge und Breite der Platine jeweils 490 mm und 160 mm. Die Krümmung der Platine entspricht der zweifachen Bauteilkrümmung in Längsrichtung (siehe Abbildung 5-1).

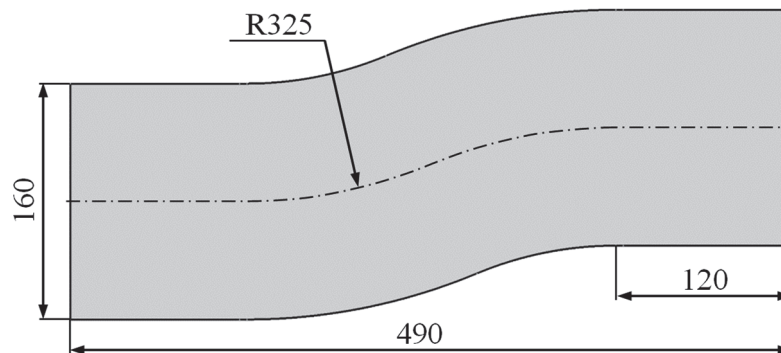


Abbildung 5-2: Festgelegte Platinenform

5.2 Werkzeug für experimentelle Untersuchungen

Das Umformen des Bauteils erfolgte mit einer einwirkenden Servopresse mit Ziehkissen in Hutlage. Für die Durchführung der experimentellen Untersuchungen wurde ein entsprechendes Werkzeug konstruiert und hergestellt. Aufgrund der Tatsache, dass einige Werkzeugteile beim Umformen von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen extrem hohen Biege- und Verschleißbelastungen ausgesetzt sind, wurde bei der Werkzeugauslegung besonders Wert auf Werkzeugsteifigkeit und Härte der Werkzeugaktivelemente gelegt.

In der Presse, welche bei den Versuchen zum Einsatz kam, erfolgte die Übertragung der Kissenkraft unter den Blechhalter mit Hilfe von Pinolen, deren Durchmesser 50 mm beträgt. Dabei lagen die Kissenpinolen mit einem Abstand von 150 mm auseinander. Aus diesem Grund musste der Blechhalterzusammenbau entsprechend steif konstruiert werden, da eine unterdimensionierte Konstruktion zur eventuellen Durchbiegung und dadurch ungleichmäßigen Flächenpressung im Bauteiflanschbereich während des Umformen geführt hätte. Solche ungleichmäßigen Flächenpressungen im Kontaktbereich zwischen dem Blechhalter und der Platine würden zu komplexeren bzw. unbeabsichtigten Verteilungen der Membranspannungen im Bauteil führen, was eine weitere rückfederungsbedingte Formabweichung des entlasteten Bauteils zur Folge hätte.

Um dies zu vermeiden, wurde eine 35 mm dicke Blechhalterplatte aus Stahl mit einer 86 mm dicken Adapterplatte aus Stahl unterstützt. Von der unteren Seite der Blechhalteradapterplatte mussten im Werkzeug entsprechende Pinolenverlängerungen vorgesehen werden, da die Länge der vorhandenen Kissenpinolen für die Gewährleistung der erforderlichen Blechhalterkraft während des Ziehvorganges nicht ausreichte. Diese Pinolenverlängerungen wurden mit einem

etwas größerem Durchmesser (55 mm) konstruiert, um dadurch eine gleichmäßigere, durch das Kissen erzeugte Flächenpressung im Kontaktbereich zwischen dem Blechhalter und der Platine gewährleisten zu können. Beim Einbau des Werkzeuges im Arbeitsraum der Presse wurde die Blechhalteradapterplatte mit den von der unteren Seite montierten Pinolenverlängerungen auf den Kissenpinolen aufgelegt. In Abbildung 5-3 ist das für die experimentelle Untersuchung konstruierte und hergestellte Tiefziehwerkzeug dargestellt.

Die Matrize besteht hierbei aus acht Segmenten, welche aus dem Werkzeugstahl W.Nr.: 1.2379 hergestellt wurden. Dabei wurden die Matrizensegmente zunächst mit einem ausreichenden Aufmaß für die Feinbearbeitung gefräst und anschließend auf 60+2 HRc gehärtet. Mit dem Ziel, die Oberflächenqualität der Matrizensegmente nach dem Härten zu verbessern bzw. auf ein erforderliches gleiches Niveau zu bringen, wurden diese geschliffen und danach poliert. Nach diesem letzten Fertigungsschritt wurden die Matrizensegmente mit einer Aufnahmeplatte und einer Kopfplatte (obere Platte) zusammen verbunden. Die Matrizenaufnahmeplatte und obere Platte wurden aus dem unlegierten Werkzeugstahl 1.1730 C45W hergestellt.

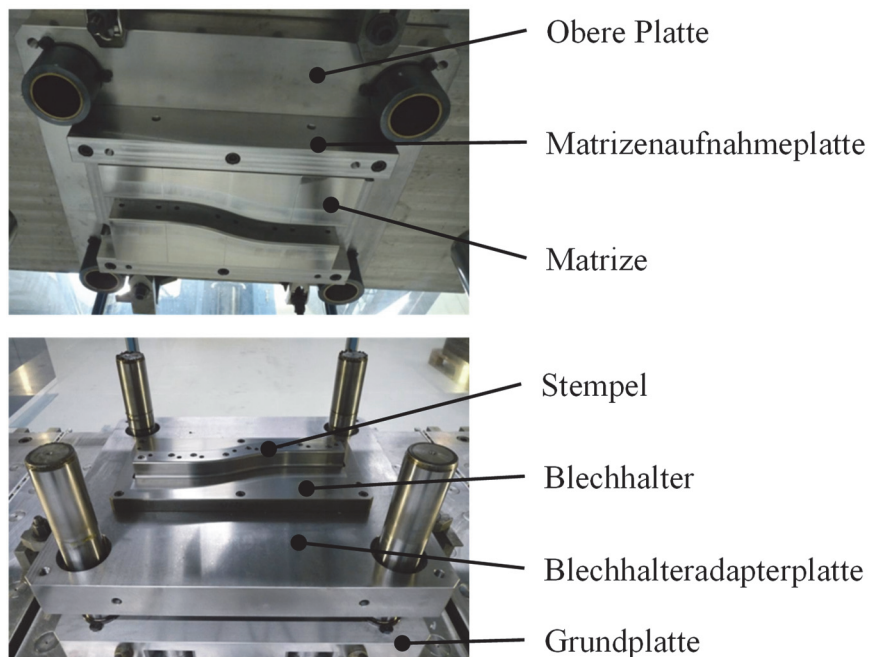


Abbildung 5-3: Werkzeug für das Tiefziehen des hutförmigen Trägers

Der Stempel stellt zusammen mit einer Stempelaufnahmeplatte und einer Grundplatte eine Unterbaugruppe dar, welche beim Einbau in die Presse stets auf dem Pressentisch befestigt wurde. Eine weitere Unterbaugruppe des Ziehwerkzeuges besteht aus dem Blechhalter, dessen Adapterplatte und den Pinolenverlängerungen. Wie bereits erwähnt, dient die dicke Adapterplatte zur Vermeidung der eventuellen Durchbiegung des Blechhalters während des Ziehvorganges.

Stempel als auch der Blechhalter wurden hierbei unter Berücksichtigung der gleichen Vorgehensweise und Qualitätsanforderungen wie von den Matrizensegmenten hergestellt. Alle anderen in dieser Werkzeugbaugruppe vorhandenen Komponenten wurden aus dem unlegierten Werkzeugstahl 1.1730 C45W gefertigt. Die beweglichen Unterbaugruppen des Werkzeugs wurden mittels vier senkrechter Führungssäulen mit dem Durchmesser von 80 mm zueinander geführt, wodurch der eventuelle Versatz und dadurch die Veränderung des Ziehspaltes aufgrund der beim Umformen auftretenden Querkräfte kompensiert wird.

5.3 Messung der Bauteilformabweichungen

Um eine präzise Ausrichtung der geformten Bauteile mit dem zuvor vorgestellten Werkzeug für eine reproduzierbare Messung gewährleisten zu können, wurde eine entsprechende Messlehre konstruiert und hergestellt. Wie in Abbildung 5-4 dargestellt, besteht die Messlehre aus drei Schnellspannern mit zugehörigen, in der Höhe verstellbaren Bauteilstützschrauben und zwei Positionierstiften. Diese Elemente wurden auf einer 150x750 mm großen Grundplatte befestigt (siehe Abbildung 5-4).

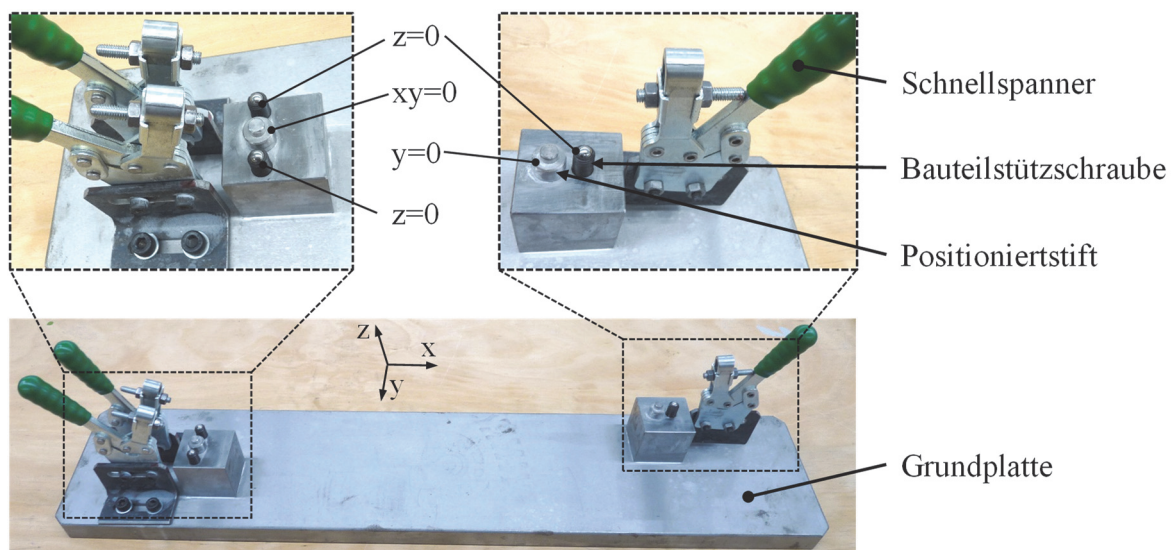


Abbildung 5-4: Bauteilmeßvorrichtung für das hutförmige Trägerbauteil

Diese Messlehre kann sowohl im Falle des Einsatzes eines taktilen als auch eines optischen Messsystems eingesetzt werden. Bei der Messung auftretender Formabweichungen des Bauteils mit Hilfe eines taktilen Messsystems (z.B. 3D Koordinatenmessmaschine) dienen die Schnellspanner und Positionierstifte dazu, ein eventuelles Verrutschen des Bauteils zu vermeiden. Bei der Erfassung der Bauteilformabweichungen mit Hilfe eines optischen Messsystems können die Positionierstifte von der Messlehre u.U. demontiert werden. In diesem Fall werden die nach dem Umformen entlasteten Bauteile auf die Stützschrauben der aufgebauten Messlehre entsprechend aufgelegt und anschließend digitalisiert, wie in Abbildung 5-5 dargestellt.

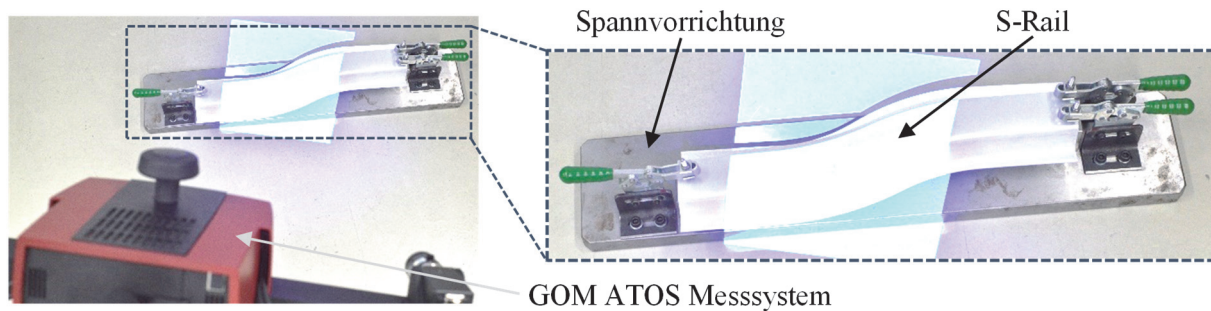
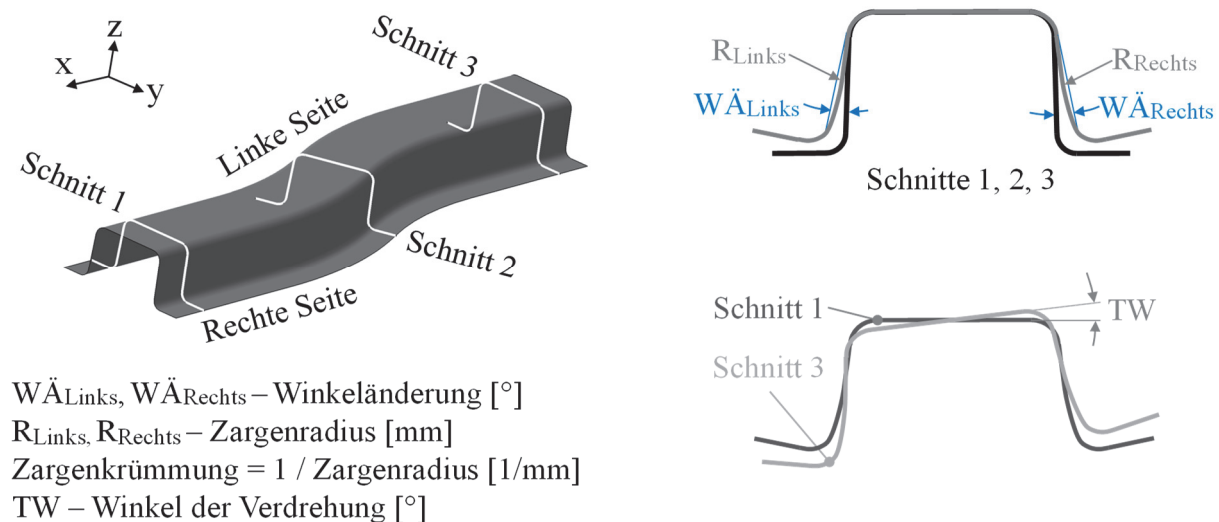


Abbildung 5-5: Digitalisieren des S-Rail Bauteils mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS

Nach dem Digitalisieren der vollständigen Bauteilaußenfläche wurde diese im STL-Format gespeichert. Anschließend erfolgte die Auswertung der Bauteilformabweichungen mit Hilfe der Software GOM-Inspect 2018. Dabei wurden die Winkeländerung (WÄ), Zargenkrümmung und die Verdrehung des Profils auf Basis des in Abbildung 5-6 dargestellten Konzeptes ausgewertet.



$WÄ_{Links}, WÄ_{Rechts}$ – Winkeländerung [°]
 R_{Links}, R_{Rechts} – Zargenradius [mm]
 Zargenkrümmung = $1 / \text{Zargenradius}$ [1/mm]
 TW – Winkel der Verdrehung [°]

Abbildung 5-6: Auswertung der Winkeländerung in der Bauteilzarge, Zargenkrümmung und Verdrehung des Profils (Messungen am Bauteil)

Für die genaue Bestimmung der auftretenden Winkeländerung wurde dazu in jedem Auswertungsschnitt eine Linie tangential zum oberen und unteren Radius des entlasteten Bauteils eingezeichnet (blaue Linie in Abbildung 5-6). Anschließend wurde der Winkel zwischen den in solcher Weise gezeichneten Linien und der Referenz-Geometrie in jeder Schnittebene des Trägerbauteils vermessen. Zur Bestimmung der Zargenkrümmung wurde in jedem Auswertungsschnitt beidseitig der Zargenradius ausgewertet. Für diesen Zweck wurde an der Verschneidung zwischen der rückgefederten Bauteilgeometrie und jenen Ebenen, durch welche die Position der Auswertungsschnitte bestimmt wurde, ein Kreis durch drei Punkte gezeichnet. Die Zargenkrümmung wurde dann als Quotient $1/\text{Zargenradius}$ in den drei Bauteilschnitten bestimmt.

Für die Auswertung der Verdrehung des Bauteils wurden in den Schnitten 1 und 3 die Winkel zwischen dem Bauteilboden und der XY Ebene gemessen. Die eventuelle Differenz zwischen diesen Winkeln stellt den Betrag der Bauteilverdrehung dar.

6 Experimentelle Untersuchung des Rückfederungsverhaltens

Die experimentellen Untersuchungen wurden mit der Servopresse des Instituts für Umformtechnik am Beispiel des in dieser Arbeit eingesetzten zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteils (S-Rail) durchgeführt. Das Ziel der durchgeführten Untersuchungen bildete einerseits den Einfluss der Blechhalterkraft auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen des Bauteils aus verschiedenen hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen zu analysieren. Andererseits wurde auch der Einfluss der verschiedenen Stößelbewegungs kinematiken während des Tiefziehens auf die Rückfederung des Bauteils untersucht.

Für die hier geplanten Versuchsreihen wurden die Stahlblechwerkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 verwendet. Die erforderlichen Blechproben wurden gemäß der in Abbildung 5-2 festgelegten Form mit Hilfe einer Lasereinheit aus den Blechtafeln ausgeschnitten. Danach wurden die Blechproben gereinigt und anschließend mit 2 g/m² des Ziehöls M100 (hergestellt von Georg Oest Mineralölwerk GmbH & Co. KG) beidseitig beölt.

Bei der Versuchsdurchführung wurden die vorbereiteten Blechproben in das Ziehwerkzeug (Abbildung 5-3) eingelegt und anschließend auf dem Blechhalter mit Hilfe einer Vorrichtung mittig positioniert. Nach dem Umformen wurden die Bauteile mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS 5M digitalisiert.

6.1 Untersuchung des Einflusses der Blechhalterkraft auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen

Im Rahmen der ersten Versuchsreihe wurde der Einfluss der Blechhalterkraft auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen untersucht. Die Versuche wurden mit drei verschiedenen Blechhalterkräften, wie in Tabelle 6-1 dargestellt, durchgeführt. Dabei hatten die Stahlbleche DP 600 und DP 800 eine Blechdicke von 1,0 mm. Beim Stahlblech DP 980 konnte eine Blechdicke von etwa 0,97 mm festgestellt werden.

Tabelle 6-1: Variierte Parameter für die Versuche zu den Blechwerkstoffen DP 600, DP 800 und DP 980

Blechhalterkraft [kN]	300					900					1500				
Bauteil Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15

Wie in Tabelle 6-1 zu sehen ist, wurde für jeden Werkstoff und die genannten Blechhalterkräfte jeweils fünf Wiederholungen durchgeführt.

Nach Durchführung der Versuchsreihen wurden die umgeformten Bauteile nach der in Unterkapitel 5.3 beschriebenen Vorgehensweise mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS 5M digitalisiert. Anschließend wurde die Rückfederung jedes Bauteils nach dem in Abbildung 5-6 dargestellten Prinzip mit Hilfe der Software GOM Inspect 2018 ausgewertet. Darüber hinaus erfolgte der Vergleich bzw. die Analyse der erzielten Ergebnisse hinsichtlich der auftretenden Rückfederung in Abhängigkeit von der Höhe der applizierten Blechhalterkraft für jeden eingesetzten Stahlblechwerkstoff zunächst separat. In Tabelle 6-2 sind die Ergebnisse hinsichtlich der auftretenden Winkeländerung für das Stahlblech DP 600 dargestellt.

Tabelle 6-2: Auswertung der Winkeländerung für das Stahlblech DP 600 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

F_{BH} [kN]	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [°]	R [°]	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]
300	1	7,34	10,19	8,43	7,91	8,70	8,36
	2	7,17	10,97	8,36	8,19	9,27	9,29
	3	7,35	10,33	9,06	7,23	6,75	9,75
	4	6,89	10,10	7,46	8,74	9,38	7,84
	5	7,11	10,62	8,97	7,41	9,66	7,79
	Mittelwert	7,19	10,40	8,33	7,90	8,75	8,61
	Standabw.	0,21	0,39	0,66	0,63	1,17	0,88
900	6	5,29	9,63	8,06	7,13	10,00	5,30
	7	3,27	9,62	6,72	8,52	6,92	9,08
	8	6,55	9,86	8,57	6,92	9,16	4,11
	9	6,77	10,15	8,28	7,12	9,05	3,79
	10	5,91	8,99	7,36	7,79	9,68	5,51
	Mittelwert	5,47	9,82	7,91	7,50	8,96	5,56
	Standabw.	1,61	0,25	0,82	0,74	1,21	2,10
1500	11	4,99	8,52	7,09	7,08	8,31	4,41
	12	5,33	8,61	7,03	6,25	8,04	3,27
	13	4,03	8,25	6,80	6,31	8,35	3,97
	14	3,05	7,76	6,24	7,25	8,16	5,77
	15	5,01	8,21	6,94	6,57	8,15	4,47
	Mittelwert	4,35	8,29	6,79	6,69	8,20	4,38
	Standabw.	1,03	0,38	0,39	0,52	0,13	0,91

Tabelle 6-3 zeigt die Ergebnisse bezüglich der Zargenkrümmung in Abhängigkeit von der Höhe der applizierten Blechhalterkraft für das Stahlblech DP 600.

Tabelle 6-3: Auswertung der Zargenkrümmung für das Stahlblech DP 600 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

F _{BH} [kN]	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]
300	1	0,0095	0,0094	0,0072	0,0062	0,0100	0,0107
	2	0,0088	0,0092	0,0071	0,0060	0,0093	0,0092
	3	0,0091	0,0097	0,0075	0,0067	0,0081	0,0075
	4	0,0077	0,0096	0,0063	0,0081	0,0091	0,0108
	5	0,0091	0,0093	0,0087	0,0055	0,0101	0,0101
	Mittelwert	0,0089	0,0094	0,0074	0,0065	0,0093	0,0097
	Standabw.	0,0007	0,0002	0,0009	0,0010	0,0008	0,0014
900	6	0,0076	0,0092	0,0097	0,0057	0,0082	0,0083
	7	0,0091	0,0096	0,0083	0,0064	0,0089	0,0078
	8	0,0078	0,0090	0,0082	0,0067	0,0081	0,0080
	9	0,0093	0,0098	0,0072	0,0070	0,0081	0,0076
	10	0,0074	0,0089	0,0057	0,0073	0,0098	0,0097
	Mittelwert	0,0082	0,0093	0,0078	0,0066	0,0086	0,0083
	Standabw.	0,0009	0,0004	0,0015	0,0006	0,0008	0,0008
1500	11	0,0062	0,0077	0,0068	0,0068	0,0061	0,0037
	12	0,0061	0,0075	0,0061	0,0062	0,0065	0,0053
	13	0,0056	0,0064	0,0055	0,0064	0,0072	0,0061
	14	0,0057	0,0062	0,0052	0,0063	0,0080	0,0062
	15	0,0063	0,0073	0,0057	0,0072	0,0063	0,0062
	Mittelwert	0,0060	0,0070	0,0059	0,0066	0,0068	0,0055
	Standabw.	0,0003	0,0007	0,0006	0,0004	0,0008	0,0011

Für den übersichtlicheren Vergleich der erzielten Ergebnisse wurden die in diesem Zusammenhang ausgewerteten Winkeländerungen und Zargenkrümmungen in Abbildung 6-1 grafisch dargestellt. Basierend auf den dargestellten Ergebnissen wird deutlich, dass bereits im Falle des eingesetzten Stahlblechs DP 600 relativ hohe rückfederungsbedingte Formabweichungen auftreten. Dabei betrug die größte gemessene Winkeländerung im Fall der applizierten Blechhalterkraft von 300 kN etwa 11° (gemessen im Schnitt 1 auf der rechten Seite beim Bauteil 2). Darüber hinaus wird anhand der in Abbildung 6-1 dargestellten Ergebnisse ersichtlich, dass trotz gleichbleibender Versuchsrandbedingungen eine gewisse Streuung der Winkeländerung sowie der Zargenkrümmung auftritt. Beispielsweise beträgt dabei der Unterschied zwischen kleinstem und größtem gemessenen Wert der Winkeländerung im gleichen Auswertungsschnitt bei verschiedenen Bauteilen immerhin 2,9°.

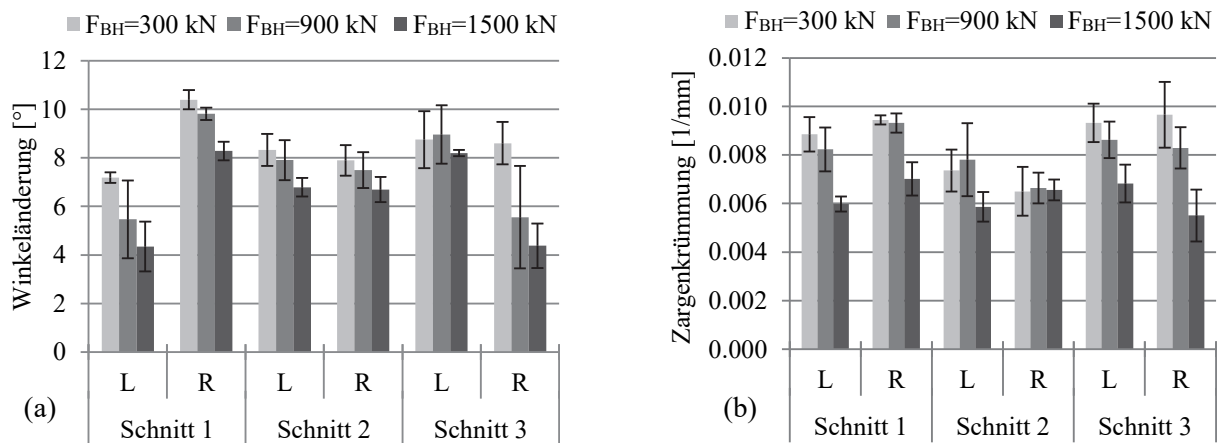


Abbildung 6-1: Einfluss der Blechhalterkraft auf die Rückfederung für den Werkstoff DP 600; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung (Auswertung gemäß Abbildung 5-6)

Des Weiteren lässt sich sagen, dass mit Erhöhung der Blechhalterkraft die Rückfederung des Bauteils grundsätzlich sinkt. Beim Tiefziehen mit einer Blechhalterkraft von 900 kN konnte die Winkeländerung z.B. im mittleren Bereich (Schnitt 2) des Bauteils gegenüber einer Blechhalterkraft von 300 kN um den durchschnittlichen Wert von etwa $0,4^\circ$ reduziert werden. Allerdings, in den Bereichen nahe dem Bauteilende (Schnitt 1 und 3) verursachte eine solche Erhöhung der Blechhalterkraft eine unterschiedlich starke Reduzierung der Winkeländerung auf der linken und rechten Seite des Bauteils. Diesbezüglich konnte in den Schnitten 1 und 3 auf jener Seite, welche an den konkaven Bereich der Bauteilkrümmung anschließt, eine ausgeprägtere Reduktion der Winkeländerung beobachtet werden (Abbildung 6-1a). Bei weiterer Erhöhung der Blechhalterkraft bis auf 1500 kN ließ sich die Winkeländerung entlang des Bauteils annähernd gleichmäßig um ein Grad reduzieren.

Eine ähnliche Tendenz konnte bei der Veränderung der Zargenkrümmung erkannt werden. Durch die höhere Blechhalterkraft stellt sich die Zargenkrümmung in den Bereichen nahe am Bauteilende wesentlich reduzierter ein. Allerdings konnte im mittleren Bereich des Bauteils für das Stahlblech DP 600 kein deutlicher Einfluss der Blechhalterkraft auf die Änderung der Zargenkrümmung erkannt werden.

In Abbildung 6-2 sind die auftretenden Formabweichungen nach dem Ziehen der untersuchten Bauteilgeometrie mit der Anwendung der Blechhalterkraft von 300 kN und 1500 kN separat dargestellt. Dabei handelt es sich um die Formabweichungen einzelner Bauteile und nicht um die Mittelwerte, welche auf Basis der ausgewerteten Formabweichungen von fünf hergestellten Bauteilen ausgerechnet wurden.

Die dargestellten Formabweichungen wurden in beiden Fällen an den gleichen Stellen ausgewertet. Beim Vergleich dieser dargestellten Formabweichungen kann festgehalten werden, dass

die höhere Blechhalterkraft (1500 kN) zur leichten Reduzierung der Formabweichungen gegenüber einer niedrigeren Blechhalterkraft von 300 kN geführt hatte, was ebenfalls mit den in Abbildung 6-1 dargestellten Ergebnissen zusammenpasst.

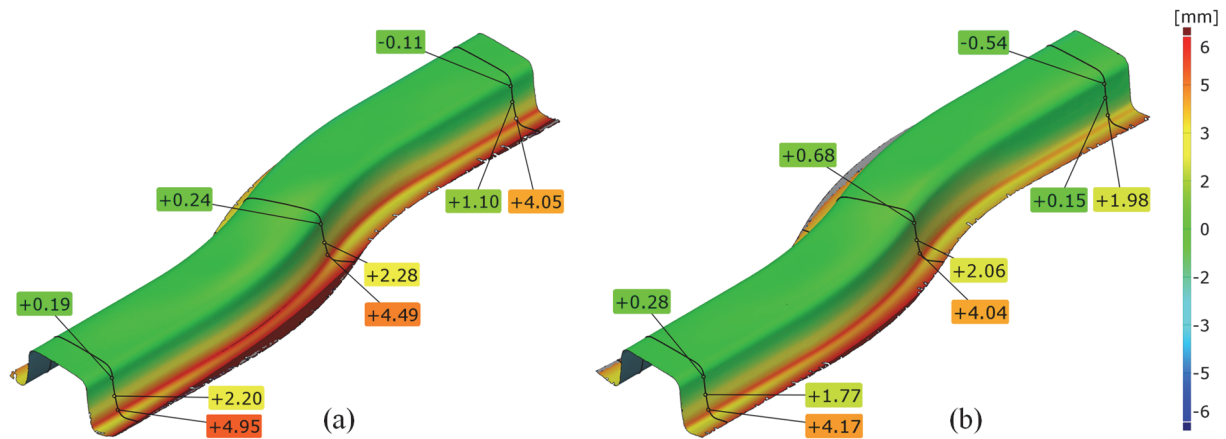


Abbildung 6-2: Vergleich der Bauteilformabweichungen für das Stahlblech DP 600; gezogen mit einer Blechhalterkraft von (a) 300 kN und (b) 1500 kN

Bei der Betrachtung der erzielten Ergebnisse hinsichtlich des Stahlblechs DP 800 trat aufgrund der höheren Festigkeit im Vergleich zum Stahlblech DP 600 wie erwartet eine erhöhte Rückfederung auf. Detaillierte Ergebnisse bezüglich der auftretenden Winkeländerung und Zargenkrümmung für das Stahlblech DP 800 sind im Anhang (Unterkapitel 10.1, Tabelle 10-1 und Tabelle 10-2) zu finden.

Die grafische Übersicht der erhaltenen Winkeländerungen und Zargenkrümmungen für das Stahlblech DP 800 in Abhängigkeit von der Höhe der applizierten Blechhalterkraft ist in Abbildung 6-3 dargestellt. In diesem Fall zeigt sich ebenfalls, dass eine Erhöhung der Blechhalterkraft zu einer geringen Reduzierung der Winkeländerung und Zargenkrümmung führt, allerdings nur in jenen Bereichen, welche sich nahe am Ende des Bauteils befinden (Schnitte 1 und 3).

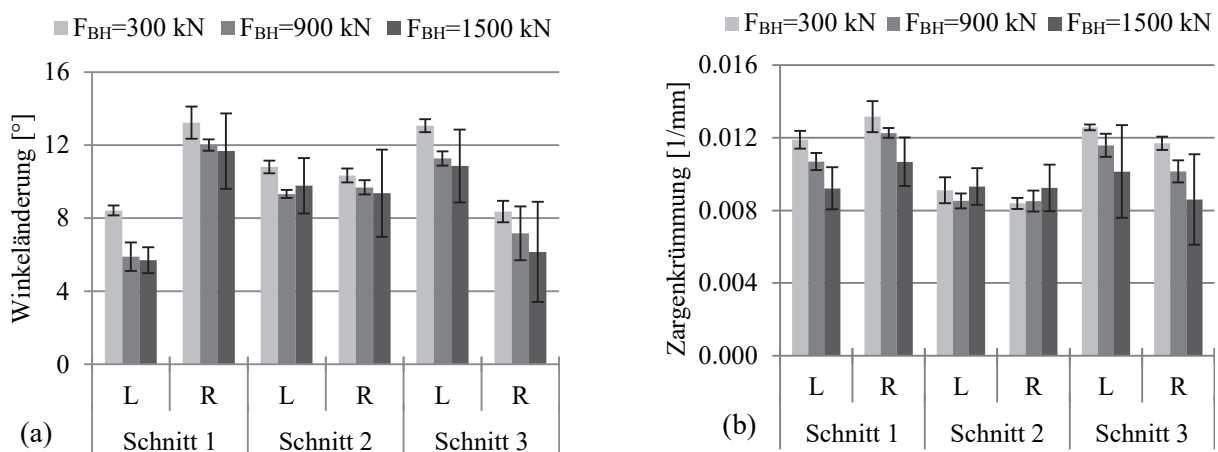


Abbildung 6-3: Einfluss der Blechhalterkraft auf die Rückfederung für den Werkstoff DP 800; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

In Abbildung 6-4 ist der Einfluss der Blechhalterkraft auf die nach der Bauteilentlastung auftretenden Formabweichungen im Fall des eingesetzten Stahlblechs DP 800 dargestellt. Dabei kann ebenfalls eine leichte Reduzierung der auftretenden Formabweichungen nach Applikation der in diesem Fall wesentlich höheren Blechhalterkraft von 1500 kN beobachtet werden.

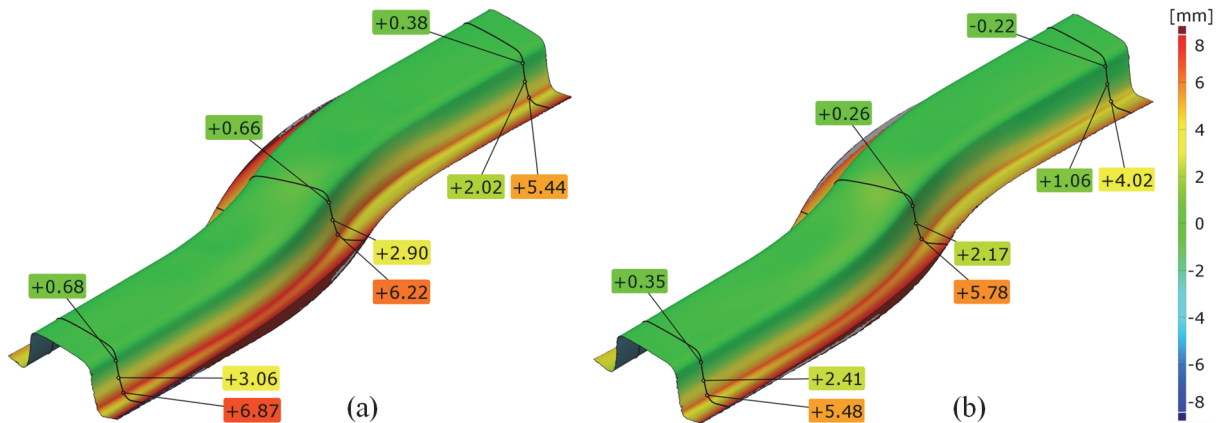


Abbildung 6-4: Vergleich der Bauteilformabweichungen für ein Bauteil aus DP 800; gezogen mit einer Blechhalterkraft von (a) 300 kN und (b) 1500 kN

Weiterhin trat beim Umformen von Stahlblech DP 980 gegenüber der Werkstoffe DP 600 und DP 800 eine wesentlich höhere Rückfederung auf. Im Fall der Blechhalterkraft von 300 kN trat die größte Winkeländerung nahe von Schnitt 1 auf und betrug etwa 18° .

Abbildung 6-5 stellt die Ergebnisse hinsichtlich der beim Umformen von höchstfesten Stahlblech DP 980 auftretenden Winkeländerung und Zargenkrümmung dar. Hier ist ebenfalls zu beachten, dass eine sehr ausgeprägte Erhöhung der Blechhalterkraft (z.B. von 300 kN auf 900 kN) in eine geringe Reduzierung der Rückfederung resultiert. Diesbezüglich konnte z.B. im mittlerem Bereich des Bauteils (Schnitt 2) eine Reduzierung der Winkeländerung um etwa 2° erzielt werden. Allerdings verursachte, allgemein betrachtet, eine Erhöhung der Blechhalterkraft auf 1500 kN keine weitere Reduzierung der Winkeländerung.

Bei der Betrachtung der durchschnittlichen Werte der Zargenkrümmung konnte in allen Bauteilbereichen bzw. Auswertungsschnitten durch eine Erhöhung der Blechhalterkraft eine Verringerung der Zargenkrümmung erzielt werden. Basierend auf den in der Abbildung 6-1 bis Abbildung 6-5 dargestellten Ergebnissen kann festgehalten werden, dass beim Umformen von höher- und höchstfesten Stahlblechen (z.B. DP 800 und DP 980) eine Erhöhung der Blechhalterkraft neben der Reduzierung der durchschnittlichen Werte der Winkeländerung und der Zargenkrümmung ebenfalls eine Vergrößerung der Ergebnisstreuung zur Folge hat. Dieses Phänomen wird insbesondere im Fall der ausgewerteten Winkeländerung beim Stahlblech DP 980 sichtbar (Abbildung 6-5a).

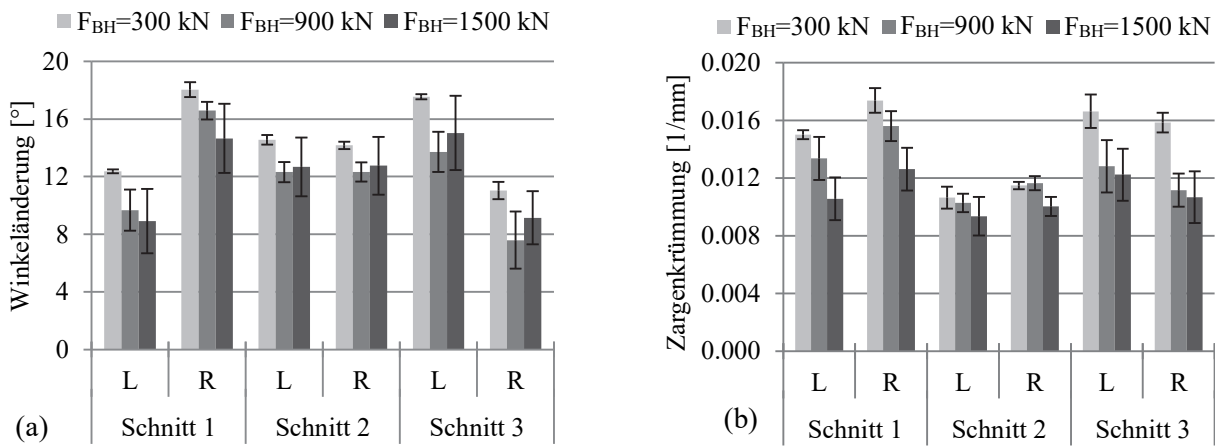


Abbildung 6-5: Einfluss der Blechhalterkraft auf die Rückfederung des Werkstoffs DP 980; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

Diesbezüglich konnte im Fall der Blechhalterkraft von 300 kN eine sehr geringe Streuung der Ergebnisse hinsichtlich der Winkeländerung und Zargenkrümmung erzielt werden. Erhöhungen der Blechhalterkraft auf zunächst 900 kN und anschließend auf 1500 kN waren mit einem jeweiligen Anstieg der Streuung der Ergebnisse verbunden. Aus diesem Grund kann es beim Betrachten von einzelnen Fällen bzw. Bauteilen, welche unter der Verwendung unterschiedlicher Blechhalterkräfte hergestellt wurden (z.B. $F_{BH} = 900$ kN und $F_{BH} = 1500$ kN) durchaus vorkommen, dass jenes Bauteil, welches mit einer höheren Blechhalterkraft ($F_{BH} = 1500$ kN) hergestellt wurde, ebenfalls eine höhere Rückfederung (Winkeländerung und Zargenkrümmung) aufweist, als ein Bauteil, welches mit einer niedrigeren Blechhalterkraft hergestellt wurde. In Abbildung 6-6 sind die auftretenden Formabweichungen der Bauteile, welche aus Stahlblech DP 980 mit unterschiedlichen Blechhalterkräften (300 kN und 1500 kN) hergestellt sind, farblich dargestellt. Die gezeigten Meßwerte machen deutlich, dass die Unterschiede in den Formabweichungen in den einzelnen Bauteilschnitten relativ gering sind.

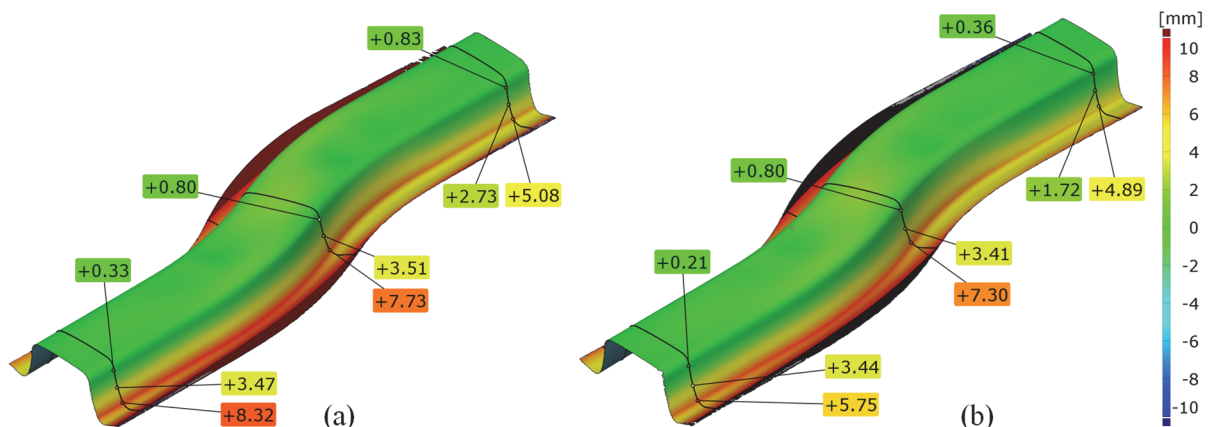


Abbildung 6-6: Vergleich der Formabweichungen von Bauteilen aus Stahlblech DP 980 gezogen mit einer Blechhalterkraft von (a) 300 kN und (b) 1500 kN

Neben den Winkeländerungen und Krümmungen der Zarge wurde ebenfalls die Verdrehung des Bauteils bewertet. Dabei ist zu beachten, dass trotz einer sehr hohen Festigkeit des eingesetzten Werkstoffes (DP 980) eine relativ geringe Verdrehung des Bauteils auftrat. Ein eindeutiger Einfluss der Höhe der Blechhalterkraft auf die Verdrehung des Bauteils konnte in diesem Fall nicht festgestellt werden. Beim Einsatz einer Blechhalterkraft von 300 kN betrug der durchschnittliche Wert des Verdrehungswinkels etwa $0,93^\circ$. Eine Erhöhung der Blechhalterkraft auf 900 kN resultierte ebenfalls in einer Zunahme der Bauteilverdrehung. Dabei betrug der durchschnittliche Wert des Verdrehungswinkels $1,13^\circ$. Allerdings führte eine Blechhalterkraft von 1500 kN wieder zu einer geringeren Verdrehung des Bauteils, wobei der durchschnittliche Wert des Verdrehungswinkels nur $0,74^\circ$ betrug. Der Einfluss der Blechhalterkraft auf die Verdrehung von Bauteilen aus dem Stahlblech DP 980 ist in Abbildung 6-7 dargestellt.

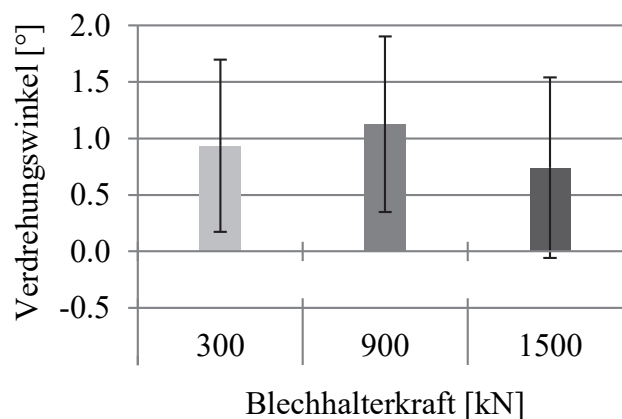


Abbildung 6-7: Einfluss der Blechhalterkraft auf die Verdrehung des Bauteils (Werkstoff DP 980)

In Bezug auf die hierbei erzielten Ergebnisse kann davon ausgegangen werden, dass solche geringen Verdrehungen der Profilquerschnitte des untersuchten Bauteils aufgrund dessen Geometrie bestimmt werden. In diesem Kontext soll daran erinnert werden, dass das untersuchte Bauteil als ein symmetrisches, zweifach gekrümmtes hutförmiges Hutprofil gestaltet wurde. Ebenso bleibt die Querschnittsgröße entlang des Hutprofils unverändert.

6.2 Einfluss der Stößelkinematik in Kombination mit progressiven Blechhalterkräften auf die Rückfederung des Bauteils

Neben dem Einfluss der Blechhalterkraft wurde auch der Einfluss der Stößelgeschwindigkeit bzw. -kinematik in Kombination mit einem progressiven Blechhalterkraftverlauf auf das Rückfederungsverhalten des Bauteils untersucht. Ziel dieser Untersuchung bildete die Fragestellung, inwieweit sich die Rückfederung des umgeformten Bauteils aus dem hoch- und höchstfesten Stahlblech durch den Einsatz von unterschiedlichen Stößelbewegungskinematiken beeinflussen bzw. reduzieren lässt.

Zu diesem Zweck wurden die diesbezüglichen Versuche unter Berücksichtigung von drei unterschiedlichen Varianten von Stößelbewegungsprofilen durchgeführt. Dabei stellt Variante I ein einfaches Sinusprofil dar. In Variante II wurde der Pressenstößel stufenweise angehalten und abgesenkt. In der Variante III wurde ein Profil ähnlich zur Sinusfunktion gefahren, wobei die Bewegung des Stößels während der letzten 10 mm vor UT stark abgebremst wurde. Alle drei Varianten der untersuchten Stößelbewegungsprofile sind in Abbildung 6-8a dargestellt.

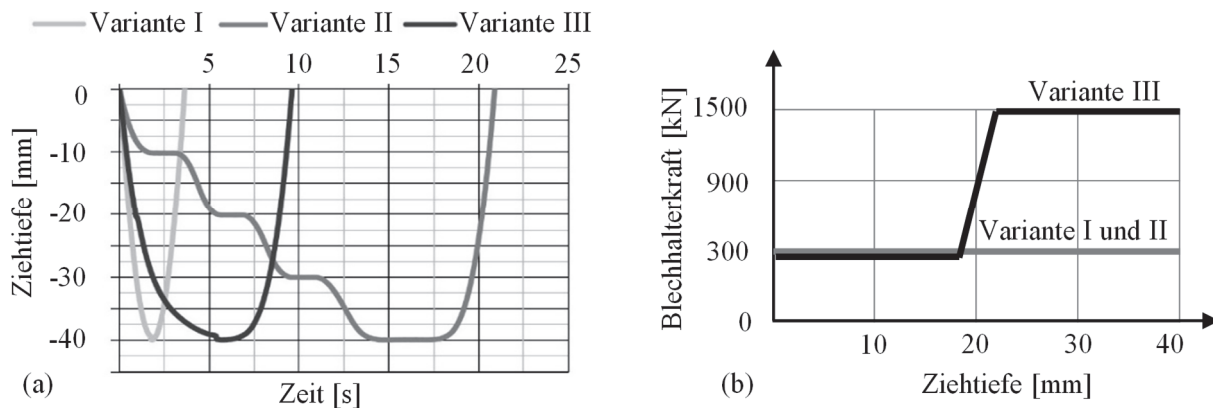


Abbildung 6-8: Untersuchte Prozessparameter auf die Rückfederung (a) Stößelbewegungsprofile, (b) Verlauf der Blechhalterkraft während des Tiefziehens

Bei den Varianten I und II wurde eine konstante Blechhalterkraft von 300 kN vorgegeben, wohingegen in Variante III während der ersten 20 mm der Ziehtiefe eine Blechhalterkraft von nur 300 kN und während der letzten 20 mm der Ziehtiefe eine Blechhalterkraft von 1500 kN verwendet wurde (Abbildung 6-8b). In Tabelle 6-4 sind die Ergebnisse hinsichtlich der Winkeländerung für das Stahlblech DP 600 abhängig von der Stößelbewegungs kinematik und dem Blechhalterkraftverlauf dargestellt. Die ausgewerteten Ergebnisse bezüglich der auftretenden Winkeländerung und Zargenkrümmung in Abhängigkeit von diesen Prozessparametern für die Stahlbleche DP 800 und DP 980 sind im Anhang (Tabelle 10-5 bis Tabelle 10-9) zu finden.

Die grafische Übersicht der erzielten Ergebnisse bezüglich der unterschiedlichen Stößelbewegungsprofile in Kombination mit einem progressiven Blechhalterkraftverlauf ist in Abbildung 6-9, Abbildung 6-10 und Abbildung 6-11 für die untersuchten Stahlbleche dargestellt. Hiermit ist anhand der in Abbildung 6-9 dargestellten Ergebnisse für den eingesetzten Werkstoff DP 600 zu erkennen, dass mit dem Stößelbewegungsprofil „stufenweise mit Anhalten“ (Variante 2) im Vergleich zum einfachen Sinus-Profil (Variante 1) sowohl die Winkeländerung als auch die Zargenkrümmung reduziert werden konnte.

Tabelle 6-4: Winkeländerung für das Stahlblech DP 600 in Abhängigkeit von der Stößelbewegungskinematik und der Blechhalterkraft (ausgewertet gemäß dem in Abbildung 5-6 dargestellten Schemas; Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

Variante	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [°]	R [°]	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]
I	1	7,34	10,19	8,43	7,91	8,70	8,36
	2	7,17	10,97	8,36	8,19	9,27	9,29
	3	7,35	10,33	9,06	7,23	6,75	9,75
	4	6,89	10,10	7,46	8,74	9,38	7,84
	5	7,11	10,62	8,97	7,41	9,66	7,79
	Mittelwert	7,19	10,40	8,33	7,90	8,75	8,61
	Standabw.	0,21	0,39	0,66	0,63	1,17	0,88
II	6	5,97	9,12	7,14	7,49	8,82	6,19
	7	5,85	9,11	7,05	7,46	8,71	6,34
	8	5,80	9,15	7,18	7,47	8,86	6,21
	9	6,00	9,11	7,03	7,45	8,66	6,16
	10	5,92	9,10	7,08	7,48	8,77	6,43
	Mittelwert	5,91	9,12	7,10	7,47	8,76	6,27
	Standabw.	0,08	0,02	0,06	0,02	0,08	0,11
III	11	4,90	7,76	6,45	6,85	7,66	4,85
	12	5,32	7,76	6,17	6,44	7,05	4,64
	13	5,20	7,26	6,80	6,61	7,64	5,33
	14	5,49	7,25	6,54	6,61	7,98	4,93
	15	5,30	7,66	6,43	6,29	7,70	5,01
	Mittelwert	5,23	7,51	6,49	6,56	7,61	4,95
	Standabw.	0,25	0,29	0,26	0,17	0,34	0,25

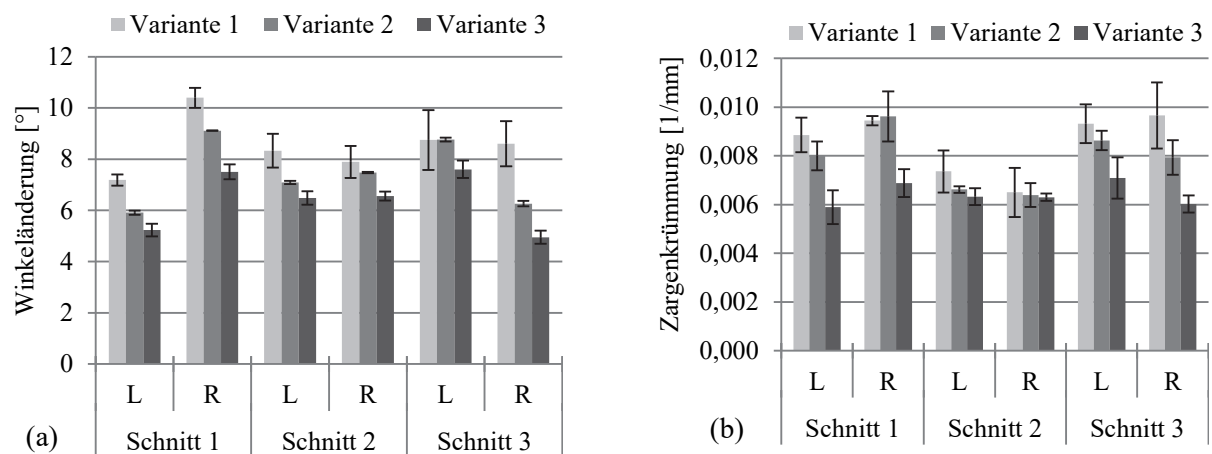


Abbildung 6-9: Einfluss der Stößelkinematik und der Blechhaltung auf die Rückfederung für den Werkstoff DP 600; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

Im Fall des Sinusprofils trat die größte Winkeländerung im Auswertungsschnitt 1 auf der rechten Seite des Bauteils auf, wobei der Mittelwert etwa $10,4^\circ$ betrug. In den übrigen Auswertungsschnitten lag der Mittelwert der Winkeländerung zwischen $7,2^\circ$ und $8,7^\circ$. Beim durchgeführten Stößelbewegungsprofil „stufenweise mit Anhalten“ (Variante 2) trat die größte Winkeländerung an der gleichen Auswertungsstelle wie im Fall der Variante 1 auf und betrug $9,1^\circ$. Bei der Betrachtung der ausgewerteten Winkeländerungen in allen Schnitten konnte festgehalten werden, dass im Vergleich zum einfachen Sinusprofil (Variante 1) die Winkeländerung beim Einsatz der Variante 2 der Stößelbewegung entlang des Bauteils unterschiedlich stark reduziert wurde. Dabei wurde die stärkste Reduzierung der Winkeländerung in Auswertungsschnitt 3 festgestellt und betrug etwa $2,3^\circ$.

In diesem Zusammenhang kann davon ausgegangen werden, dass die unterschiedlich starke Reduktion der Rückfederung entlang des Bauteils aufgrund seiner Geometrie auftritt. Wie bereits mehrfach beschrieben, weist das untersuchte Bauteil eine zweifache Krümmung in Längsrichtung auf, wobei der Übergang zwischen der konkaven und konvexen Krümmung genau in der Mitte des Bauteils liegt. Deswegen ist das Bauteil in den Bereichen nahe der Bauteilenden weniger stabil bzw. steif als im mittleren Bereich.

Das Anhalten sowie die im Vergleich zu Variante 1 niedrigere Stößelbewegung bei Variante 2 beeinflusst die tribologischen Verhältnisse in der Kontaktzone zwischen Platine und Werkzeug und erhöht somit schrittweise die Rückhaltekräfte während des Ziehvorgangs. Hierdurch werden die Bauteilzargen stärker gestreckt als im Fall des durchgeführten einfachen Sinusprofils, was sich letztendlich positiv auf die Reduktion der Rückfederung beim eingesetzten Stahlblech DP 600 auswirkt. Aufgrund der bereits erwähnten unterschiedlichen Steifigkeit des Bauteils in Längsrichtung fällt die Reduktion der Rückfederung durch den Einsatz der Variante 2 in den Bereichen nahe der Bauteilenden stärker aus als im mittleren Bereich.

Darüber hinaus stellt die Streuung der Ergebnisse einen viel wichtigeren Punkt als die Reduzierung der Winkeländerung und Zargenkrümmung unter Einsatz der Variante 2 des Bewegungsprofils dar. Basierend auf den in Abbildung 6-9 dargestellten Ergebnissen ist zu beobachten, dass im Fall des eingesetzten Stößelbewegungsprofils Variante 2 eine wesentlich kleinere Streuung der Ergebnisse als im Fall des einfachen Sinus-Profils (Variante 1) auftrat.

Durch den Einsatz von Variante 3, welche neben einem Stößelbewegungsprofil, das einer Sinusfunktion ähnlich ist, auch einen modifizierten Verlauf der Blechhalterkraft mit Haltedauer beinhaltet, wurde die Rückfederung im Vergleich zu den anderen untersuchten Varianten weiter reduziert. Unter Berücksichtigung aller ausgewerteten Ergebnisse hinsichtlich der Winkel-

änderung konnten hierbei um etwa $0,6^\circ$ bis $1,3^\circ$ geringere Werte im Vergleich zu der mit Variante 2 auftretenden Winkeländerungen festgestellt werden.

Es ist hierbei zu beachten, dass neben der Reduzierung der Winkeländerung durch den Einsatz der Varianten 2 und 3 der Stößelbewegung ebenfalls die Zargenkrümmung reduziert wurde. Dabei konnte im Fall der Variante 3 insbesondere in Bereichen, welche sich in der Längsrichtung nahe am Bauteilende befinden, eine ausgeprägte Reduzierung der Zargenkrümmung erkannt werden. Durch die abgebremste Stößelbewegung während der letzten 10 mm des Ziehvorganges und eine sprunghafte Erhöhung der Blechhalterkraft von 300 kN auf 1500 kN wurden die Bauteilzargen bei dieser Variante stärker ausgereckt, wodurch sowohl die Zargenkrümmung als auch die Winkeländerung reduziert wurde. Jedoch konnte aufgrund der höheren Steifigkeit des untersuchten Bauteils in seinem mittleren Bereich ein geringerer Einfluss der Stößelkinematik in Kombination mit einem progressiven Blechhalterkraftverlauf hinsichtlich des Auftretens der Zargenkrümmung in diesem Bereich festgestellt werden (Abbildung 6-9b).

Im Fall des eingesetzten Werkstoffs DP 800 konnte ein ähnlicher Trend hinsichtlich des Rückfederungsverhaltens in Abhängigkeit von verschiedenen durchgeführten Varianten der Stößelbewegung und Blechhaltung wie beim Werkstoff DP 600 erkannt werden, jedoch mit weniger sichtbarem Unterschied. Abbildung 6-10 stellt die erzielten Ergebnisse hinsichtlich der Winkeländerung und Zargenkrümmung für den eingesetzten Werkstoff DP 800 dar.

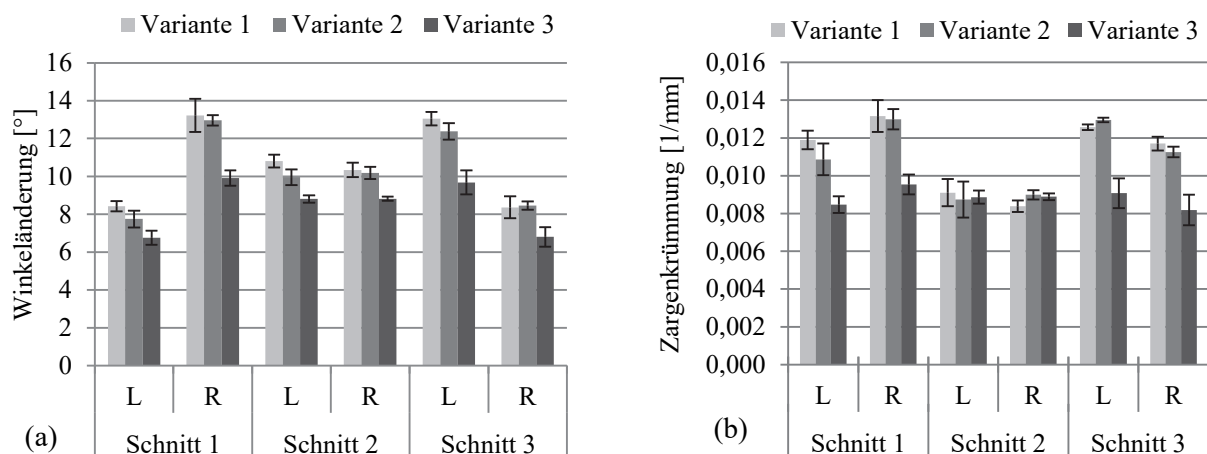


Abbildung 6-10: Einfluss der Stößelkinematik und der Blechhaltung auf die Rückfederung des Werkstoffs DP 800; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

Im Fall der Variante 1 der Stößelbewegung trat ebenfalls bei diesem Werkstoff die größte Winkeländerung in den Auswertungsschnitten 1 und 3 an den Enden des Bauteils auf (Mittelwert beträgt ca. 13°). Hierbei ist ebenfalls zu beobachten, dass in jenen Bereichen, welche sich nahe am Bauteilende befinden, unterschiedlich große Winkeländerungen auf den gegenüberliegenden Seiten auftreten. Diesbezüglich konnte in Auswertungsschnitt 1 auf der linken Seite der

Mittelwert der Winkeländerung von etwa $8,4^\circ$ festgestellt werden. Solche relativ großen Abweichungen der Winkeländerung auf der linken und rechten Seite der Auswertungsschnitte, die nahe am Ende des Bauteils liegen, können auf den unterschiedlichen Bauteilsteifigkeiten aufgrund der zweifachen Krümmung in Längsrichtung begründet werden. Allerdings, im mittleren Bereich des Bauteils (Auswertungsschnitt 2) konnte auf beiden Seiten annähernd gleiche Winkeländerung beobachtet werden (Abbildung 6-10a).

Nach den Versuchen mit Stößelbewegung „Variante 3“ konnte im Vergleich zur Variante 2 nicht nur die Winkeländerung, sondern auch die Zargenkrümmung deutlicher reduziert werden. Daraus kann gefolgert werden, dass diese ausgeprägte Reduzierung der Winkeländerung und Zargenkrümmung gegenüber der durchgeführten Variante 2 durch die verlangsamte Bewegung im Verlauf der letzten 20 mm des Stößelhubes und die gleichzeitige Erhöhung der Blechhalterkraft auf 1500 kN entsteht. Aufgrund der hierbei reduzierten Geschwindigkeit des Stößels wurden die tribologischen Verhältnisse in der Kontaktzone zwischen Bauteilflansch und Werkzeug verändert. Eine Erhöhung der Blechhalterkraft bei geringerer Stößelgeschwindigkeit erschwert den Platineneinlauf spürbar. Daraus folgend kommt es zu einer höheren Streckziehbelastung der Bauteilzarge, was nach der Bauteilentlastung zur Reduzierung der Rückfederung beigetragen hat. Bei dem Umformen des höchstfesten Stahlblechs DP 980 kommt es im Vergleich zu den weicheren Werkstoffen DP 600 und DP 800 zu relativ unterschiedlichen Verhältnissen hinsichtlich der Winkeländerung und Zargenkrümmung. Dabei wurden im Fall der Stößelbewegung mit Variante 2 etwas höhere Werte der Winkeländerung im Vergleich zum einfachen Sinusprofil (Variante 1) verursacht. Die Ergebnisse hinsichtlich der Winkeländerung und Zargenkrümmung für den Werkstoff DP 980 sind in Abbildung 6-11 dargestellt.

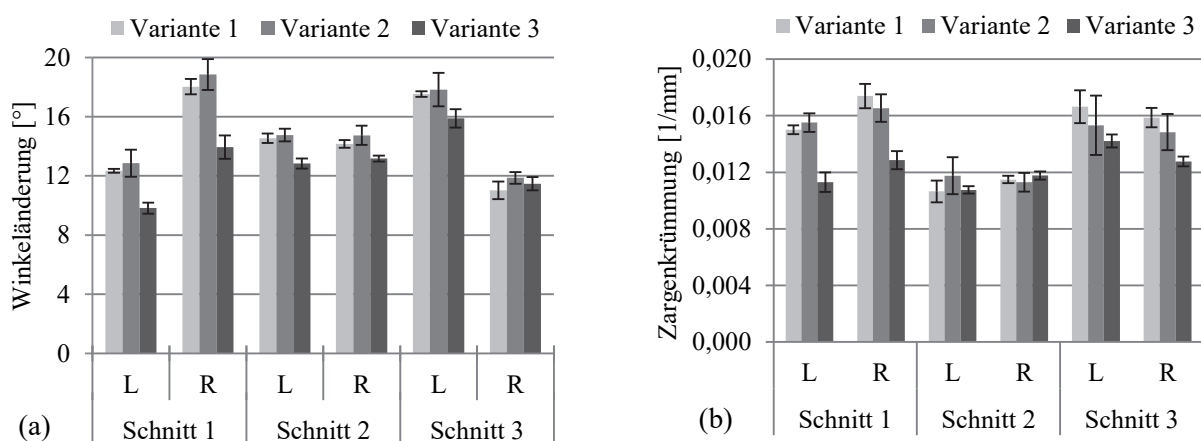


Abbildung 6-11: Einfluss der Stößelkinematik und der Blechhaltung auf die Rückfederung des Werkstoffs DP 980; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

Diesbezüglich kann auch beobachtet werden, dass im Fall der Variante 2 höhere Streuungen der Ergebnisse bezüglich der Winkeländerung und Zargenkrümmung auftraten als bei der Variante 1. Allerdings wurde beim Einsatz von Variante 3, welche ein der Sinusfunktion ähnliches

Stößelbewegungsprofil und in den letzten 20 mm der Ziehtiefe eine Erhöhung der Blechhalterkraft auf 1500 kN beinhaltete (siehe Abbildung 6-8), die Rückfederung gegenüber den anderen zwei Varianten reduziert. Wie in Abbildung 6-11 dargestellt, konnte dabei eine ausgeprägtere Reduzierung der Winkeländerung und Zargenkrümmung in jenen Bereichen, welche sich nahe am Bauteilende befinden (Auswertungsschnitte 1 und 3), beobachtet werden.

6.3 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde das Rückfederungsverhalten der Stahlblechwerkstoffe DP 600, DP 800 und DP 980 unter Berücksichtigung von unterschiedlich hohen Blechhalterkräften und der Stößelbewegungs kinematik untersucht. Basierend auf den erzielten Ergebnissen kann festgehalten werden, dass die Blechhalterkraft einen relativ geringen Einfluss auf den Betrag der Rückfederung der Stahlblechwerkstoffen DP 600 und DP 800 aufweist. Dabei führte eine signifikante Erhöhung der Blechhalterkraft von 300 kN auf 1500 kN beim Tiefziehen des Stahlblechs DP 600 zur Reduzierung der Winkeländerung um etwa 2° . Beim Tiefziehen des Stahlblechs DP 800 konnte bei der gleichen Erhöhung der Blechhalterkraft eine Reduzierung der Winkeländerung durchschnittlich um etwa $1,8^\circ$ festgestellt werden. Lokal betrachtet, wurden durch die Erhöhung der Blechhalterkraft sowohl die Winkeländerung als auch die Zargenkrümmung in jenen Bereichen, welche sich nahe am Ende des Bauteils befinden, ausgeprägter reduziert. Im mittleren Bereich des Bauteils (Auswertungsschnitt 2) ist eher ein geringerer Einfluss der Blechhalterkraft auf die Winkeländerung und Zargenkrümmung zu erkennen. In diesem Zusammenhang kann davon ausgegangen werden, dass ein solch geringerer Einfluss der Blechhalterkraft auf die Rückfederung im mittlerem Bereich des Bauteils aufgrund seiner S-förmigen Krümmung in Längsrichtung verursacht wird. Durch die Form des Bauteils entsteht im Bereich des Übergangs zwischen konkaver und konvexer Krümmung eine stabilisierende oder versteifende Stützwirkung, die sich einerseits positiv auf das Auftreten geringerer Rückfederungsbeträge in diesem Bereich auswirkt. Andererseits verringert eine solche steifere Bauteilgeometrie am Krümmungsübergang den Einfluss der Blechhalterkraft auf das Rückfederungsverhalten.

Beim Tiefziehen des Stahlblechs DP 980 konnte kein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Blechhalterkraft und der auftretenden Winkeländerung erkannt werden. Zunächst führte eine Erhöhung der Blechhalterkraft von 300 kN auf 900 kN zu einer Reduzierung der Winkeländerung. Eine weitere Erhöhung der Blechhalterkraft auf 1500 kN bewirkte jedoch keine weitere Reduzierung der Winkeländerung. Diese Ergebnisse stehen im Widerspruch zu den vielen in der Vergangenheit durchgeführten wissenschaftlichen Arbeiten, in denen die Blechhalterkraft als einer der wichtigsten Einflussfaktoren auf den Betrag der Rückfederung gekennzeichnet wurde. Zudem ist noch zu erwähnen, dass bei den meisten dieser Arbeiten lediglich relativ

weiche Stahlblechwerkstoffe bis zu einem Festigkeitsniveau von bis zu 600 MPa untersucht wurden.

Darüber hinaus zeigten die erzielten Ergebnisse, dass bei der Einstellung von höheren Blechhalterkräften eine Zunahme der Streuung der Ergebnisse bewirkt wurde, was im Wesentlichen die Prozessrobustheit des Ziehvorgangs dieses Bauteils aus den hier untersuchten Blechwerkstoffen in Frage stellt. Dieses Phänomen wird insbesondere im Fall des eingesetzten Werkstoffs DP 980 sichtbar (siehe Abbildung 6-5).

Allerdings kann, wie im vorherigen Unterkapitel dargestellt, die Streuung der Ergebnisse durch die Auswahl einer geeigneten Stößelkinematik in Kombination mit entsprechender Blechrückhaltung im Wesentlichen reduziert werden. Beim Verlangsamen der Stößelbewegung kurz vor U.T. und gleichzeitiger Erhöhung der Blechhalterkraft werden die tribologischen Verhältnisse in der Kontaktzone zwischen Bauteilflansch und Werkzeug verändert, wohingegen der Zargenbereich des Bauteils einer stärkeren Streckziehbelastung ausgesetzt wird. Diesbezüglich werden die Spannungsdifferenzen zwischen der Außen- und Innenseite des Bauteils im Zargenbereich durch die dadurch bewirkte Überlagerung von Zugspannungen reduziert, was sich positiv auf das Rückfederungsverhalten auswirkt.

Untersuchungen weiterer Möglichkeiten zur entsprechenden Überlagerung der im Bauteil wirkenden Spannungen, die nach dem Entlasten des Bauteils zu einer geringeren Formabweichung führen, werden in den folgenden Kapitel 7 und 8 durchgeführt. Diesbezüglich erfolgt in Kapitel 7 zunächst der Simulationsaufbau und die numerische Analyse des Zusammenhangs zwischen den durch das Umformen im Bauteil erzeugten Spannungen und der nach dessen Entlastung auftretenden Rückfederung.

7 Numerische Analyse des Rückfederungsverhaltens

Bei der Herstellung von Karosserieteilen aus Blech treten nach deren Entlastung rückfederungsbedingte Formabweichungen auf, welche im weiteren Herstellungsprozess der Karosserie zu fehlerhaften Spannsituationen beim Fügen der Bauteile führen. Daher ist es wichtig, schon in der frühen Phase der Methodenplanung jedes Karosseriebauteils dessen Rückfederung möglichst genau vorherzusagen bzw. im Voraus berechnen zu können. Dies erfolgt heute mit fortschrittlicher Simulationssoftware, die die Modifizierung von Werkzeugwirkflächen ermöglicht. Basierend auf diesen Simulationsergebnissen werden die Werkzeuge im Werkzeugbau anschließend hergestellt. Dabei muss bei der Wahl von geeigneten Modellparametern für das Werkstoffverhalten, der tribologischen Verhältnisse und bei der Festlegung von wesentlichen numerischen Parametern besondere Sorgfalt gelten.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die simulativen Arbeiten mit Hilfe der Software LS-Dyna durchgeführt. Die Erstellung der für die Simulation erforderlichen Werkzeugwirkflächen erfolgte mit Hilfe der Software CATIA V5. Hierbei wurden aus den CAD Flächen für Matrize, Stempel und Blechhalter die entsprechenden Werkzeugwirkflächen abgeleitet und im IGES-Format abgespeichert. Anschließend wurden die vorab generierten Flächen in die Software eta/DYNAFORM 5.9.2 importiert, womit dann der Simulationsaufbau erfolgte. Um eine lauffähige Simulation aufbauen zu können, die sowohl den Umformprozess als auch die Rückfederung realitätsgetreu abbilden kann, mussten noch weitere Parameter wie Elementtyp und -formulierung für die Simulation definiert werden.

Dabei wurden zunächst die Werkzeugwirkflächen entsprechend mittels Schalenelementen vernetzt. Anschließend wurden die diskretisierten Werkzeugwirkflächen als starre Körper mittels des Materialmodells *MAT_020 (*MAT_RIGID) definiert. Die Platine wurde mit vollintegrierten Schalenelementen (ELFORM 16) unter Berücksichtigung von sieben Integrationspunkten in Blechdickenrichtung diskretisiert. Für die Definition des Kontakts zwischen dem Blechhalter und der Platine wurde der Befehl *CONTACT_FORMING_SURFACE_TO_SURFACE gewählt, wohingegen für die Kontakte zwischen der Platine mit der Matrize und dem Stempel jeweils der Befehl *CONTACT_ONE_WAY_SURFACE_TO_SURFACE verwendet wurde. Nach der Kontaktdefinition wurden die vernetzten Werkzeugwirkflächen und die Platine mit einem Abstand von 0,1 mm zueinander positioniert, um dadurch das Auftreten von unerwünschten dynamischen Effekten in der Simulation zu vermeiden. Die Vorgehensweise für den Aufbau und die Durchführung der Simulation ist in Abbildung 7-1 dargestellt.

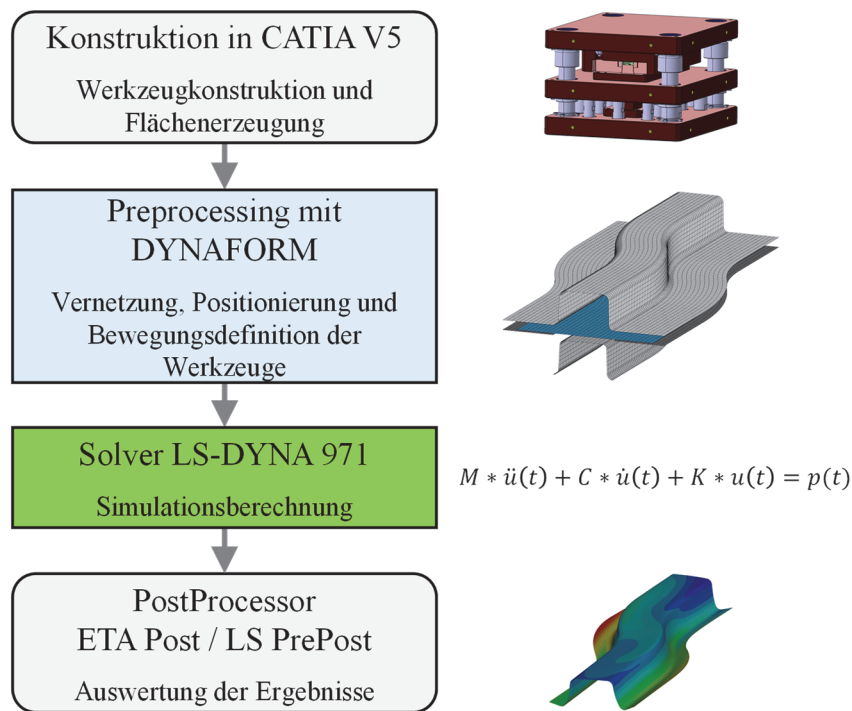


Abbildung 7-1: Vorgehensweise für den Aufbau und die Durchführung der Simulation

In Abbildung 7-2 sind sowohl die Werkzeugwirkflächen (Matrize, Stempel und Blechhalter) als auch die Platine schematisch dargestellt. Die Platine wurde dabei entsprechend auf den Blechhalter gelegt und möglichst nahe zum Stempel positioniert, da große Abstände zwischen der Platine und dem Stempel zu einer unnötigen Erhöhung der Simulationszeit führen können. Im Ablauf der Simulation kommt es zunächst zum Schließen der Matrize und des Blechhalters mit der dazwischen liegenden Platine. Kurz nach der Berührung von der Matrize mit der Platine baut sich die Blechhalterkraft im Kontaktbereich auf, welche bei weiterer Bewegung der Matrize nach unten zur Vermeidung von Falten im Bereich der Platinenrückhaltung dient. In der Simulation wurde die Bewegung der Matrize beim Schließen mit einer Sinusfunktion definiert.

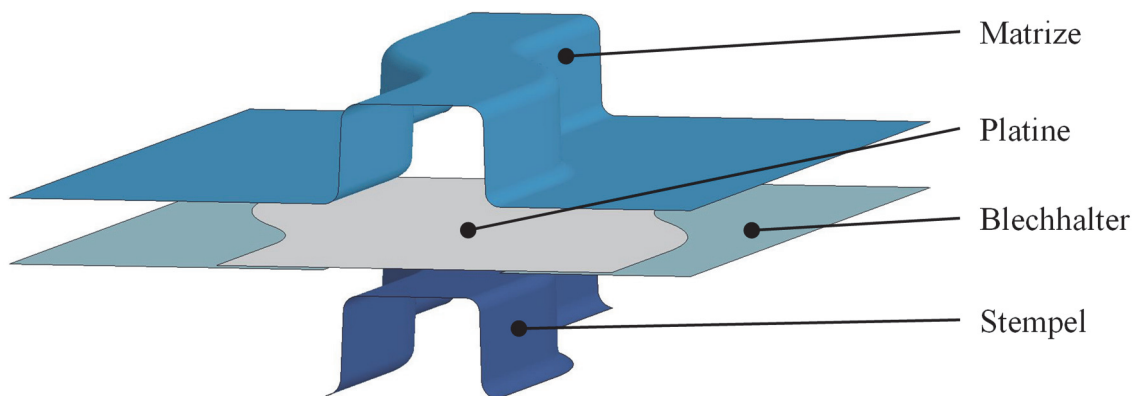


Abbildung 7-2: Schematische Darstellung der Werkzeugwirkflächen in der Simulation

Nach dem Schließen und dem Aufbau der vorgesehenen Blechhalterkraft folgt der eigentliche Ziehvorgang, wobei die Matrize bis zum formschlüssigen Kontakt mit dem Stempel nach unten

fährt. Die Bewegung der Matrize während des Ziehvorgangs wurde ebenfalls mit einer Sinusfunktion definiert. Um die Simulationsberechnung in diesem Fall zu beschleunigen, wurde eine Geschwindigkeit mit 5000 mm/s vorgesehen. Das Schließen und der anschließende Ziehvorgang wurden hierbei mit einem expliziten Zeitintegrationsverfahren berechnet.

Nach dem Erreichen der erforderlichen Ziehtiefe wurde das Bauteil entlastet, wobei die Entlastung bzw. die Rückfederung des Bauteils mit einem impliziten Zeitintegrationsverfahren ermittelt wurde. Für den Zweck der reproduzierbaren Auswertung der nach der Rückfederung auftretenden Bauteilformabweichungen wurde eine entsprechende Lagerung bzw. Spannsituation des Bauteils definiert. Dabei wurde darauf geachtet, dass die Position des Bauteils im Raum eindeutig bestimmt ist und dass keiner der eingesetzten Lagerungspunkte die freie Auffederung des Bauteils beschränkt bzw. verhindert. Das Lagerungsprinzip mit Koordinaten der Lagerungspunkte als auch mit der Darstellung der eingesetzten Bedingungen für jeden einzelnen Lagerungspunkt ist in Abbildung 7-3 gezeigt. Der Nullpunkt des Koordinatensystems befindet sich im Schwerpunkt des Bauteilbodens.

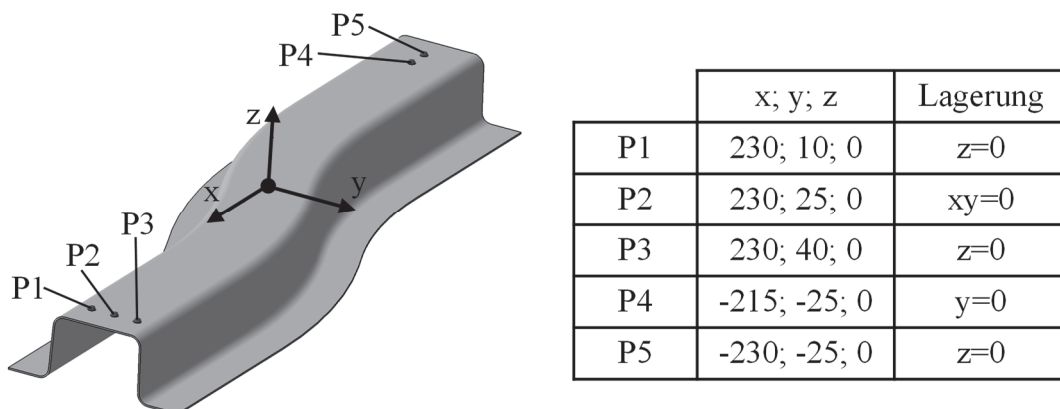


Abbildung 7-3: Lagerung des S-Rails

7.1 Simulation der Rückfederung mit verschiedenen Materialmodellen

Bei der Herstellung von Karosseriestrukturteilen können verschiedene Arten der Rückfederung auftreten: Winkeländerung, Zargenkrümmung und Verdrehung. Im Vergleich zu den hochfesten Stählen treten beim Einsatz von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen bei der Herstellung solcher Bauteile normalerweise stark ausgeprägte Krümmungen der Bauteilzargen auf. Eine Zargenkrümmung entsteht aufgrund des aufeinanderfolgenden Biegens und Rückbiegens, wenn die Platine beim Umformen über den Matrizenradius in die Matrizenkavität einläuft. Weiterhin kann es im Fall von komplexen und nicht symmetrischen Geometrien nach dem Entnehmen des Bauteils aus dem Werkzeug zu einer starken Verdrehung bzw. Torsion der Bauteilquerschnitte kommen. Diese unerwünschten Effekte entstehen bei höchstfesten Stahlblechwerkstoffen hauptsächlich aufgrund des im Vergleich zu den weicheren Blechwerkstoffen stark

unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens. Um die Rückfederung beim Einsatz von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen simulativ realitätsgetreu vorhersagen zu können, muss beim Simulationsaufbau besonderer Wert auf die Genauigkeit der Materialmodellierung gelegt werden.

Aus diesem Grund wurde bei dieser numerischen Analyse des Rückfederungsverhaltens die Genauigkeit der simulativen Rückfederungsvorhersage unter Einsatz der Materialmodelle *MAT_36, *MAT_37 und *MAT_125 untersucht. Das Materialmodell *MAT_36 basiert auf dem Verfestigungsgesetz von Barlat aus dem Jahr 1989 [Bar89] und ist für die Modellierung des elasto-plastischen Werkstoffverhaltens unter Berücksichtigung der Anisotropie unter ebenen Spannungsbedingungen geeignet. Dieses Materialmodell kann mittels relativ weniger Werkstoffparameter vollständig definiert werden. Dabei werden zumindest die Fließkurve und Anisotropiewerte des eingesetzten Werkstoffes benötigt. Die Fließspannung kann entweder linear oder exponentiell berechnet werden, wahlweise lässt sich eine nach einem entsprechenden Ansatz vorab extrapolierte Fließkurve direkt in die Simulation laden. Andererseits stellt das Materialmodell *MAT_37 ein voll iteratives plastisches Modell dar und basiert auf der Fließhypothese nach Hill [Hill48]. Bei diesem Materialmodell wird nur die senkrechte Anisotropie, d.h. jene in Blechdickenrichtung, berücksichtigt.

Ein weiteres, hierbei betrachtetes Materialmodell heißt *MAT_125. Dieses Modell kombiniert das Materialmodell *MAT_37 mit der nichtlinearen kinematischen Verfestigung nach Yoshida und Uemori [LSD18]. Ein wesentlicher Vorteil dieses Materialmodells gegenüber den beiden anderen stellt die Möglichkeit der Berücksichtigung der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls als auch der Parameter des Bauschinger-Effektes in der Simulation dar. Eine Übersicht der im Rahmen dieser Arbeit genauer betrachteten Materialmodelle für die Simulation der Rückfederung zeigt Tabelle 7-1.

Tabelle 7-1: Übersicht der betrachteten Materialmodelle in der Simulation

Materialmodell	Fließkriterium	Verfestigungsgesetz
*MAT_36	Barlat89	Isotrope Verfestigung
*MAT_37	Hill48 (Anisotropie-Wert R)	Isotrope Verfestigung
*MAT_125	Hill48 (Anisotropie-Wert R)	Yoshida, nichtlineare kinematische Verfestigung

Die Definition aller hierbei untersuchten Materialmodelle erfolgte auf Basis der im Kapitel 4 durchgeführten Werkstoffcharakterisierung. Um das Materialmodell *MAT_36 entsprechend

zu definieren, wurde sowohl die Fließkurve eingegeben, welche nach der Hockett-Sherby Funktion extrapoliert wurde, als auch die Lankford-Parameter, welche zur Beschreibung der Anisotropie des Blechwerkstoffs dienen. Das Materialmodell *MAT_37 wurde mit Hilfe der nach der Hockett-Sherby Funktion extrapolierten Fließkurve und der senkrechten Anisotropie R definiert. Im Vergleich zum Materialmodell *MAT_37 waren für die Definition des Materialmodells *MAT_125 zusätzliche Parameter erforderlich, welche im Kapitel 4 auf Basis des Zug-Entlastungs-Versuchs als auch des zyklischen Zug-Druck-Versuchs bestimmt wurden.

Beim Simulationsaufbau mit den hier untersuchten Materialmodellen wurden ebenso die gleichen Bedingungen hinsichtlich der Blechhalterkraft, Reibungszahl, Kontaktdefinition und Vernetzungsstrategie verwendet. Nach der Durchführung der aufgebauten Simulationen wurden die rückgefederten Bauteilflächen mit denen aus dem Experiment verglichen, um die Vorhersagegenauigkeit der untersuchten Materialmodelle zu analysieren. Abbildung 7-4 stellt den Vergleich zwischen dem Experiment und der Simulation im Auswertungsschnitt 1 mit verschiedenen Materialmodellen dar.

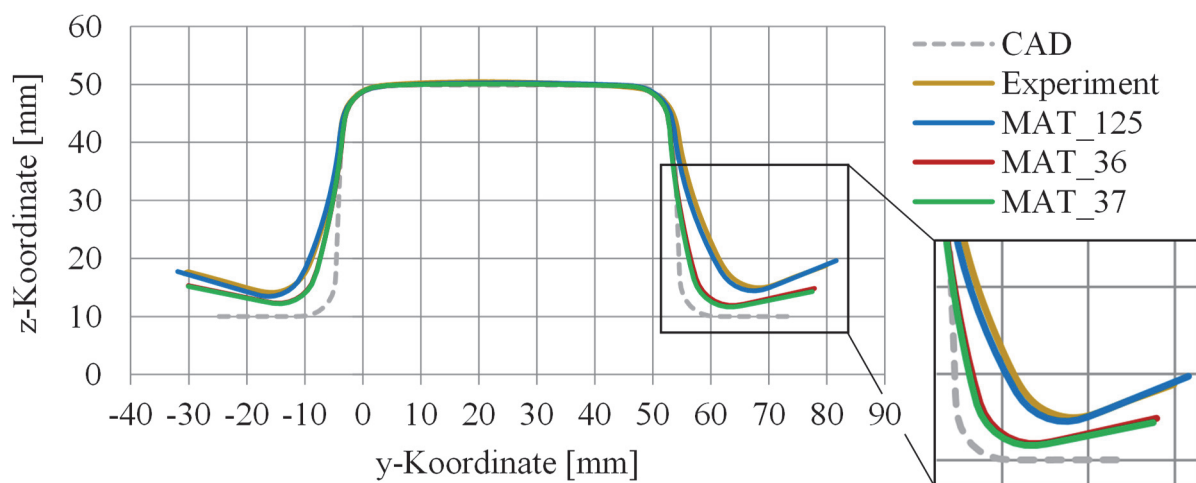


Abbildung 7-4: Vergleich zwischen dem experimentell ermittelten und den unter Einsatz von verschiedenen Materialmodellen berechneten Bauteilquerschnitten für den Werkstoff DP 980 (Blechdicke 0,97 mm, Blechhalterkraft 1500 kN)

Basierend auf den in Abbildung 7-4 dargestellten Ergebnissen wird ersichtlich, dass mit Hilfe der Simulation mit den Materialmodellen *MAT_36 und *MAT_37 wesentlich kleinere Rückfederungen als im Experiment berechnet werden. Weiterhin ist zu beachten, dass die Simulationen mit Hilfe der Materialmodelle *MAT_36 und *MAT_37 ungefähr die gleichen Ergebnisse hinsichtlich der Bauteilformabweichungen liefern bzw. der Unterschied der Ergebnisse zwischen diesen beiden Materialmodellen fast vernachlässigbar ist.

Bei der Durchführung der Simulation unter Einsatz des Materialmodells *MAT_125 konnten im Vergleich zu den Materialmodellen *MAT_36 und *MAT_37 wesentlich bessere Ergebnisse hinsichtlich der Rückfederungsvorhersage erzielt werden. Dabei kann mit Abbildung 7-4 erkannt werden, dass die Simulation mit dem Materialmodell *MAT_125 die im Experiment erhaltene Bauteilgeometrie recht gut nachbildet. Um eine bessere Bewertung der Rückfederungsvorhersagegenauigkeit auf Basis des Materialmodells *MAT_125 zu erzielen, wurden in Abbildung 7-5 die simulativ und experimentell bestimmten Bauteilflächen des Gesamtbauteils miteinander verglichen. Für das in Abbildung 7-5 dargestellte Ergebnis wurde ein im Experiment umgeformtes Bauteil mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS 5M auf seiner äußeren Seite digitalisiert und anschließend mit Hilfe der Software GOM Inspect 2018 mit der simulativ berechneten Bauteilfläche verglichen. Dabei wurde beachtet, dass sowohl im Experiment als auch in der Simulation die gleichen Randbedingungen eingehalten wurden.

Basierend auf den in Abbildung 7-5 dargestellten Ergebnissen kann festgehalten werden, dass die Simulation mit dem Materialmodell *MAT_125 recht zufriedenstellende Ergebnisse liefert. Dabei lagen die Abweichungen im Bauteilzargenbereich zwischen Simulation und Experiment unter 0,7 mm. Jedoch sind etwas höhere Abweichungen im Flanschbereich zu vermerken. Die betragsmäßig größte Formabweichung wurde dabei an der Flanschseite im hinteren Querschnitt des Bauteils gemessen und betrug 1,2 mm.

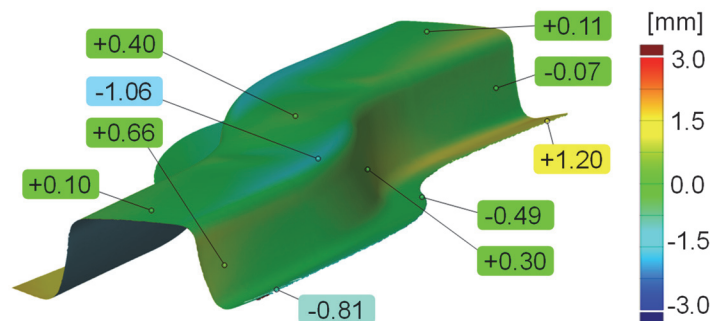


Abbildung 7-5: Abweichungen zwischen der Simulation mit dem Materialmodell 125 und dem Experiment (Werkstoff: DP 980, Blechhalterkraft 1500 kN)

In Bezug auf diese Abweichungen soll nochmals betont werden, dass die Simulationen unter Berücksichtigung von starren Werkzeugwirkflächen aufgebaut und durchgeführt wurden. Allerdings wird das Umformwerkzeug im Experiment bzw. in der Realität aufgrund der beim Umformvorgang auftretenden Kräfte belastet, wodurch eine gewisse Verbiegung bzw. Verformung der Werkzeugaktivelemente auftreten kann. Solche Verformungen der Werkzeugaktivelemente können zu gewissen Abweichungen zwischen den simulativen und experimentellen Ergebnissen führen, die auch im Falle des Vergleichs der in Abbildung 7-5 dargestellten Ergebnisse als mögliche Ursache angenommen werden können.

7.2 Analyse des Zusammenhangs zwischen den erzeugten Spannungen und auftretender Rückfederung

Wie in Abbildung 7-4 dargestellt, treten nach dem Entlasten des tiefgezogenen Bauteils aus dem Stahlblech DP 980 sowohl Krümmungen als auch gravierende Winkeländerungen der Zarge auf. Um die möglichen Ursachen für diese Effekte der Rückfederung zu identifizieren, wurden die im Bauteil während des Umformvorganges erzeugten Spannungen genauer analysiert. Dabei wurde festgestellt, dass die Hauptursache für die Rückfederung jene Spannungen darstellen, die während des Umformens über die Blechdicke (in Meridianrichtung) eingebracht wurden.

Wie in Abbildung 7-6 dargestellt, wurden beim Ziehen der hier untersuchten Bauteilgeometrie im Radiusbereich des Überganges Flansch-Zarge auf der Bauteilaußenseite Druckspannungen und dementsprechend auf der Bauteilinnenseite Zugspannungen induziert. Am Übergang des Matrizenradius in die Zarge werden die wirkenden Spannungen derart überlagert, dass in der Bauteilzarge auf der Außenseite Zugspannungen und auf der Innenseite Druckspannungen wirken. Eine ähnliche Spannungsverteilung besteht auch im oberen Radiusbereich, wobei hier diese Spannungsdifferenz mit höheren Blechhalterkräften zunimmt. Am Übergang zwischen dem Radius und dem Bauteilboden werden die Spannungen erneut überlagert, wobei die Spannungsdifferenzen in Richtung Bauteilbodenmitte geringer werden.

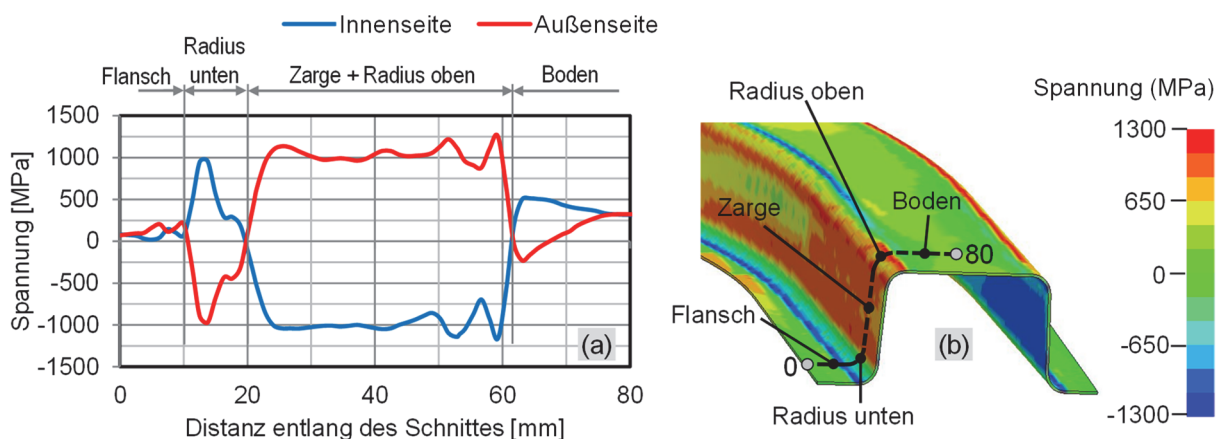


Abbildung 7-6: (a) Spannungsverteilung entlang des Querschnittes auf der Ober- und Unterseite des tiefgezogenen Bauteils, (b) Position des Querschnittes auf dem Bauteil

Solche beim Umformen verursachten, zwischen Innen- und Aussenseite der Zarge unterschiedlichen Spannungsverteilungen führen zum Auftreten der ortsspezifischen Bauteilformabweichungen. Wie bereits erwähnt, ziehen sich die Bauteilbereiche, in denen am Ende des Umformvorganges Zugspannungen wirksam sind, während der Entlastung zusammen, wohingegen die mit Druck belasteten Bereiche dazu neigen, sich gleichzeitig auszudehnen. Wie in Abbildung 7-6 dargestellt, waren in der kompletten Zarge am Ende des Umformvorganges außen Zug- und

innen Druckspannungen wirksam. Daraus resultierend kommt es zu deren Krümmung nach außen.

7.3 Einfluss des Matrizenradius auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen

Nach dem Stand der Technik wird durch kleinere beim Tiefziehen eingesetzte Matrizen- und Stempelradien eine geringere Rückfederung verursacht. Dies kann durch die Tatsache begründet werden, dass z.B. beim Biegen oder Ziehen der Platine über einen kleiner werdenden Radius der elastische Anteil an der Gesamtdehnung über die Blechdicke kleiner wird, was nach der Entlastung zu einem geringeren Aufsprung des Bauteils führt.

In mehreren Arbeiten wurde der Einfluss der Matrizenradien auf die Rückfederung bei hutförmigen Bauteilen untersucht, jedoch hauptsächlich mit stets parallel zur Stößelbewegung orientierten Zargenflächen. In diesen Arbeiten [Kra05], [Bet93] konnte eine klare Abhängigkeit zwischen der Matrizenradiusgröße und der auftretenden Rückfederung festgestellt werden. Beim Ziehen über einen sehr kleinen Matrizenradius kann am Übergang vom Radius zur Bauteilzarge ein dritter Biegevorgang stattfinden. Dadurch entstehen Druckspannungen auf der Außenseite und Zugspannungen auf der Innenseite der Bauteilzarge am Ende des Umformvorganges. Aus diesem Grund kommt es nach der Bauteilentlastung zur Bildung einer leicht nach innen orientierten Krümmung der Zarge [Kra05].

Allerdings besitzen die zahlreichen Karosseriestrukturbauteile Zargenflächen, die um einen bestimmten Winkel nach außen geneigt sind. Da die hier untersuchte Bauteilgeometrie ebenfalls eine um 2° geneigte Zargenfläche besitzt, wurden entsprechende Simulationen aufgebaut und durchgeführt mit dem Ziel, den Einfluss der Größe der Matrizenradien auf die Rückfederung unter solchen geometrischen Bedingungen zu untersuchen. Dabei wurde der Radius der Matrize zwischen 3 und 7 mm jeweils mit einem Schritt von 1 mm variiert. In der Simulation wurde das Werkstoffmodell *MAT_125 eingesetzt. Die in diesem Zusammenhang festgelegten und untersuchten Einflussfaktoren sind in Abbildung 7-7 dargestellt.

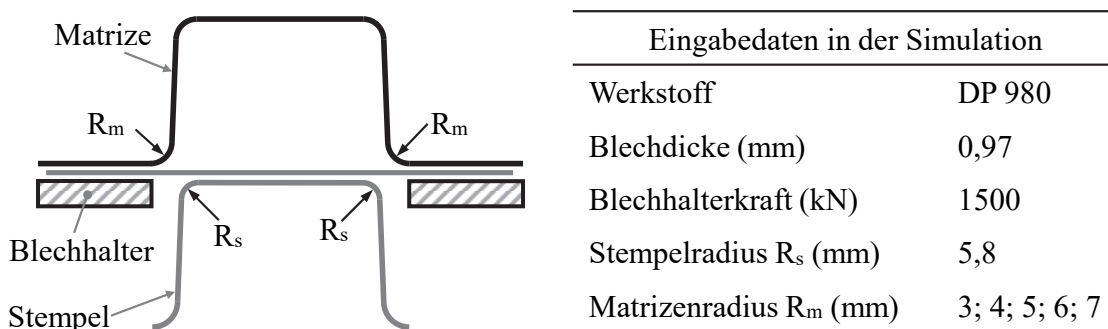


Abbildung 7-7: Eingabeparameter in der Simulation zur Analyse des Einflusses des Matrizenradius auf die Rückfederung

Nachdem die Simulationen durchgeführt wurden, erfolgte die Auswertung der Simulationsergebnisse hinsichtlich der eventuellen Reißer und der nach der Entlastung auftretenden Rückfederung. Der kleinste Matrizenradius, bei dem unter Anwendung der zuvor genannten Blechhalterkraft kein Versagen des Blechwerkstoffs auftrat, betrug 4 mm. Basierend auf den simulativ bestimmten Ergebnissen hinsichtlich des Rückfederungsverhaltens konnte im Zargenbereich des Bauteils kein eindeutiger Einfluss des Matrizenradius erkannt werden.

In diesem Zusammenhang kann davon ausgegangen werden, dass ein veränderlicher Spalt zwischen Stempel und Matrize während des Ziehvorganges eine Ursache für einen so geringen Einfluss des Matrizenradius auf die Rückfederung im Zargenbereich darstellt. Aufgrund der bei dieser Bauteilgeometrie um 2° geneigten Zargen ist der Spalt zwischen Stempel und Matrize zu Beginn des Ziehvorganges relativ groß (2,16 mm) und verkleinert sich mit zunehmender Ziehtiefe ständig. Infolgedessen zeigte sich der Einfluss des Matrizenradius auf die Plastifizierung des Blechwerkstoffes nur im Bereich des kleineren Spaltes zwischen dem Stempel und der Matrize recht ausgeprägt und erreichte kurz vor dem Ende des Ziehvorganges sein Maximum. Allerdings traten im Flanschbereich des Bauteils mit dem Einsatz der kleineren Matrizenradien sogar höhere Abweichungen zwischen dem Ziehteilflansch und der Bauteilreferenzgeometrie auf. Dieses Phänomen kann dadurch erklärt werden, dass es durch den Einsatz von kleineren Matrizenradien zur stärkeren Plastifizierung des Blechwerkstoffes am Radiusübergang zwischen der Zarge und dem Flansch zum Ende des Umformvorganges kommt, wohingegen der Bauteilflansch nach der Entlastung weniger stark zurückfedert. Daraus folgend ergeben sich mit dem Einsatz der kleineren Matrizenradien im Bereich des Bauteilflansches relativ höhere Formabweichungen. In Abbildung 7-8 ist der errechnete Einfluss verschiedener Matrizenradien auf die Rückfederung der Bauteilzarge und des Bauteilflansches (im Auswertungsschnitt 1, siehe Abbildung 5-6) dargestellt.

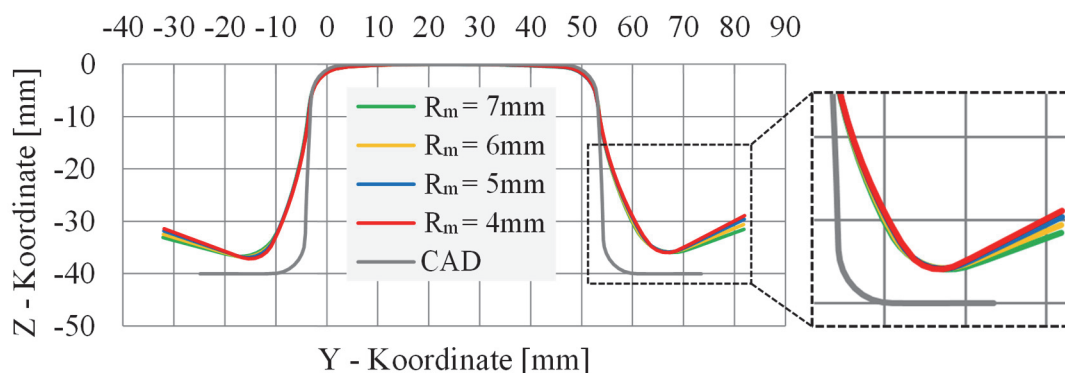
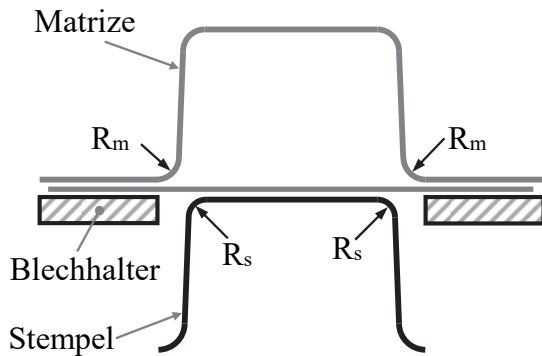


Abbildung 7-8: Berechneter Einfluss des Matrizenradius auf die Rückfederung der Bauteilzarge

7.4 Einfluss des Stempelradius auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen

Weiterhin wurde der Einfluss des Stempelradius auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen von höchstfestem Stahlblech DP 980 simulativ untersucht. Zu diesem Zweck wurden entsprechende Simulationen aufgebaut und durchgeführt, wobei der Stempelradius auf beiden Seiten des Bauteils zwischen 3,8 mm und 6,8 mm jeweils mit einem Schritt von 1 mm variiert wurde (Abbildung 7-9). Die applizierte Blechhalterkraft betrug dabei 1500 kN.



Eingabedaten in der Simulation	
Werkstoff	DP 980
Blechdicke (mm)	0,97
Blechhalterkraft (kN)	1500
Stempelradius R_s (mm)	3,8; 4,8; 5,8; 6,8
Matrizenradius R_m (mm)	6

Abbildung 7-9: Eingabeparameter in der Simulation zur Analyse des Einflusses des Stempelradius auf die Rückfederung

Nach der Durchführung der Simulationen wurden die berechneten Ergebnisse hinsichtlich der eventuellen Rissbildung und der nach der Entlastung auftretenden Rückfederung ausgewertet. Dabei konnte festgestellt werden, dass auch im Fall des relativ klein vorgegebenen Stempelradius von 3,8 mm noch kein Versagen des Werkstoffes auftritt. In Abbildung 7-10 ist der Einfluss von verschiedenen Stempelradien auf die Rückfederung dargestellt. Dabei wird sichtbar, dass der Einsatz eines kleiner werdenden Stempelradius zu einem sich reduzierenden Rückfederungsbetrag führt.

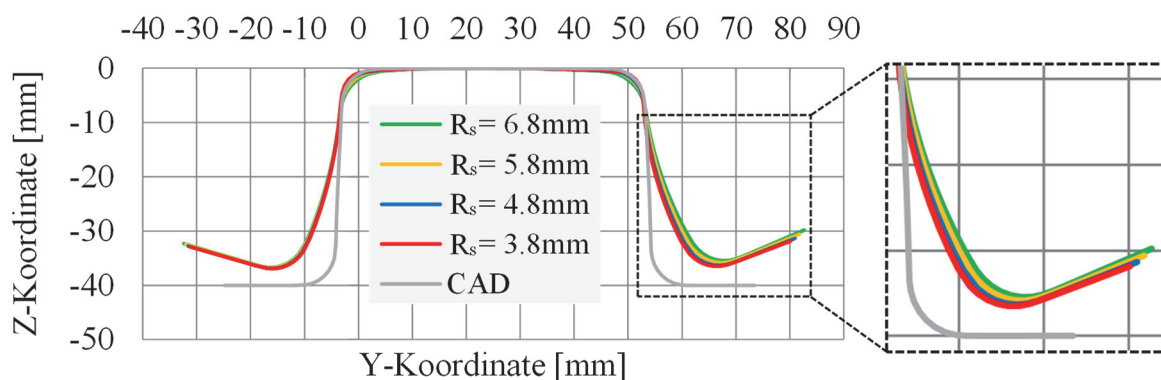


Abbildung 7-10: Berechneter Einfluss des Stempelradius auf die Rückfederung der Bauteilzarge (Auswertungsschnitt 1)

Wie in Abbildung 7-10 dargestellt, fällt der Unterschied zwischen den Querschnitten der einzelnen Bauteile, welche unter Berücksichtigung von verschiedenen Stempelradien tiefgezogen wurden, relativ gering aus. Die nur kleinen Unterschiede der rückgefederten Geometrien können einerseits durch die sehr hohe Festigkeit des eingesetzten Werkstoffes begründet werden.

Andererseits kommt es beim Einsatz des kleineren Stempelradius aufgrund der in diesem Fall um 2° geneigten Bauteilzangen zu einer nur relativ gering ausgeprägten lokalen Plastifizierung des Blechwerkstoffs.

Abbildung 7-11 stellt die Winkeländerung in Abhängigkeit von verschiedenen großen Stempelradien dar, wobei ein klarer Trend der Verkleinerung der Winkeländerung beim Einsatz eines kleiner werdenden Stempelradius erkennbar ist. Jedoch ist mit Ausnahme der berechneten Ergebnisse in den Auswertungsschnitten 1 und 3 jeweils auf der rechten und linken Seite des Bauteils der Unterschied in der Winkeländerung zwischen den eingesetzten Stempelradien von 6,8 mm und 3,8 mm relativ klein.

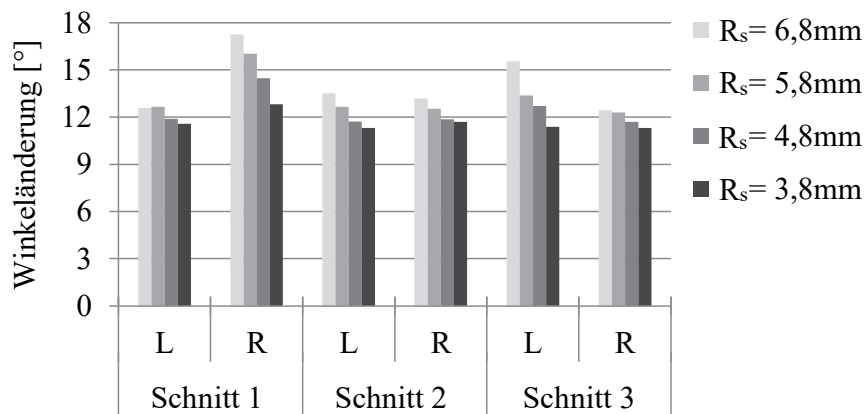


Abbildung 7-11: Winkeländerung in Abhängigkeit von verschiedenen Größen des Stempelradius (Werkstoff DP 980; Blechhalterkraft 1500 kN; Blechdicke 0,97 mm)

7.5 Zusammenfassung der numerischen Analyse des Rückfederungsverhaltens

Basierend auf den hier dargestellten Ergebnissen hinsichtlich des Rückfederungsverhaltens von hutprofilförmigen Trägerquerschnitten durch Tiefziehen kann zunächst festgehalten werden, dass die Genauigkeit der Rückfederungsberechnung im Wesentlichen von der Güte der Materialmodellierung abhängt. Dabei führt der Einsatz von relativ einfachen Materialmodellen, welche nur isotrope Verfestigung des eingesetzten Werkstoffes berücksichtigen, zu keinen zufriedenstellenden Ergebnissen. Wie im vorherigen Unterkapitel gezeigt, wiesen die Simulationen mit den Materialmodellen *MAT_36 und *MAT_37 große Abweichungen hinsichtlich der auftretenden Rückfederung gegenüber dem Experiment auf, wohingegen mit dem Einsatz des Materialmodells *MAT_125 relativ geringe Abweichungen zum Experiment erzielt werden konnten. In diesem Zusammenhang soll erwähnt werden, dass das Materialmodell *MAT_36 einerseits das Barlat'89-Fließkriterium berücksichtigt. Andererseits berücksichtigen die Materialmodelle *MAT_37 und *MAT_125 das Hill'48-Fließkriterium. Zusätzlich ermöglicht der Einsatz des Materialmodells *MAT_125 eine präzise Beschreibung des Bauschinger-Effekts und

der dehnungsbetragsabhängigen Reduzierung des E-Moduls, was offensichtlich zur Verbesserung der Vorhersagbarkeit der Rückfederungsberechnung beiträgt.

Darüber hinaus zeigten die Simulationsergebnisse, dass die Größe des Matrizenradius einen nur geringen Einfluss auf den Rückfederungsbetrag aufweist, was eigentlich im Widerspruch zum Stand der Technik steht. Allerdings beziehen sich die im Stand der Technik berücksichtigten Ergebnisse normalerweise auf die Untersuchungen hinsichtlich des ziehenden Biegens oder Tiefziehens mit einfachen U-Kanal-Geometrien, deren Zargen rechtwinklig zum Bauteilboden gestaltet wurden [Kah82], [Che05].

Wie bereits erwähnt, weist die in dieser Arbeit eingesetzte Bauteilgeometrie um 2° nach außen geneigte Zargen auf. Daher findet beim Ziehen über den Matrizenradius zunächst ein Biegevorgang statt. Am Auslauf des Matrizenradius kommt es zu einem Rückbiegevorgang, welcher eine Spannungsüberlagerung über die Blechdicke im Bauteilzargenbereich bewirkt. Aufgrund der geneigten Zargen kann in diesem Fall auch bei Verwendung eines sehr kleinen Matrizenradius kein zusätzlicher, dritter Biegevorgang zwischen Matrizenradius und Zarge stattfinden, was zu einer erneuten Spannungsüberlagerung und damit zu einer reduzierten Rückfederung führen würde.

Des Weiteren zeigten die Simulationsergebnisse, dass der Einsatz kleinerer Stempelradien beim Ziehen der untersuchten Bauteilgeometrie eine geringfügige Reduzierung der Rückfederung bewirkt.

Basierend auf den in diesem Kapitel erläuterten Ergebnissen kann zunächst festgehalten werden, dass die Simulation der Rückfederung nur mit Hilfe von Materialmodellen, die auch die kinematische Verfestigung des Blechwerkstoffes berücksichtigen, zufriedenstellende Ergebnisse liefert. Darüber hinaus wirkte sich die Verwendung von kleineren Werkzeugradien (Matrizen- und Stempelradien) nur geringfügig auf die rückfederungsbedingten Formabweichungen der untersuchten Bauteilgeometrie aus.

8 Neue Ansätze zur Kompensation der Rückfederung

Zur Kompensation der Rückfederung bei der Umformung von Karosseriestrukturbauteilen können einerseits Maßnahmen direkt während des Tiefziehens oder andererseits durch eine zusätzliche Nachformoperation erfolgen. Beim Umformen von hochfesten Stahlblechwerkstoffen werden die auftretenden Bauteilformabweichungen normalerweise durch das Überbiegen der Werkzeugwirkflächen erfolgreich kompensiert. Beim Umformen von höher- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen führt dieser Kompensationsansatz jedoch nicht zur geforderten Qualität bzw. Genauigkeit der herzustellenden Bauteile.

8.1 Überlagerte Streckziehbelastung der Bauteilzarge

Wie im Stand der Technik erwähnt, stellt der Hauptgrund für das Auftreten der Rückfederung nach dem Umformvorgang eine unterschiedliche bzw. ungleichmäßige Spannungsverteilung über die Blechdicke des Bauteils dar. Um diese Spannungsverteilung insbesondere im Bereich der Bauteilzarge beeinflussen bzw. ändern zu können, wurden Simulationen mit der in dieser Arbeit betrachteten Bauteilgeometrie mit drei Varianten der Ankonstruktionen durchgeführt (Abbildung 8-1). Variante 1 stellt eine einfache Ziehanlage dar, welche auch für Konstruktion und Herstellung der Werkzeugaktivelemente des für diese Arbeit vorhandenen Ziehwerkzeuges verwendet wurde. Im Gegensatz dazu wiesen die Varianten 2 und 3 entsprechende Stufen im Bereich des Matrizeneinlaufradius auf, die beidseitig am Übergang zwischen dem Bauteilflansch und der Zarge eingebracht wurden. Variante 3 wurde dabei gegenüber der Variante 2 mit kleinen Radien an diesen Stufen dargestellt.

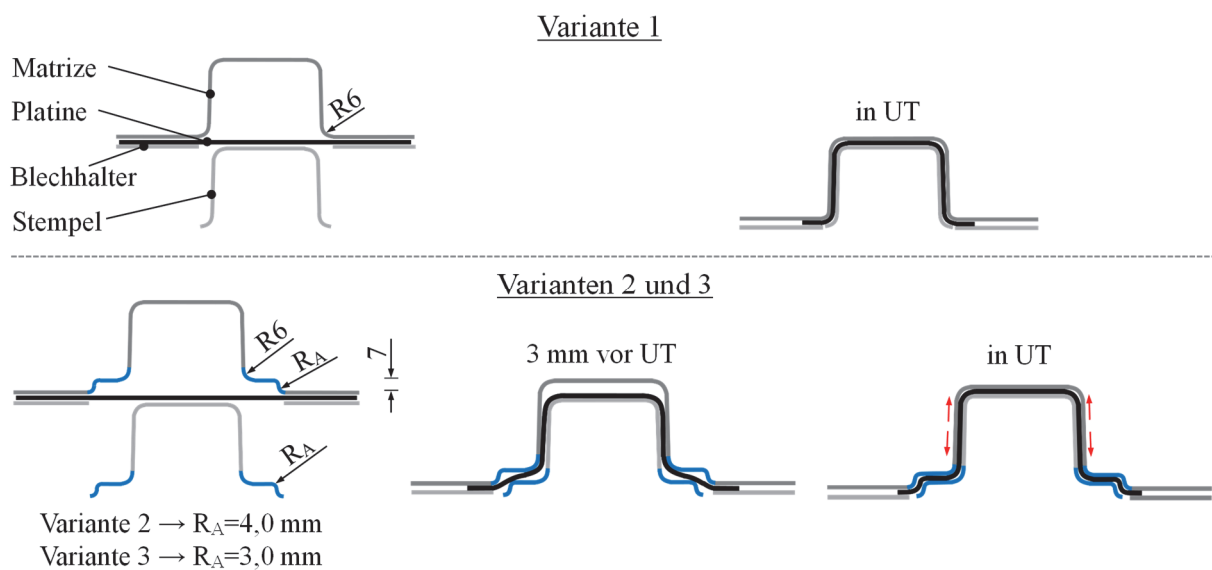


Abbildung 8-1: Verschiedene Formen der Ziehanlage für Hutprofile; (a) Variante 1 - klassische Ziehanlage, (b) Varianten 2 und 3 – Ziehanlage mit Stufen zur zusätzlichen Streckziehbelastung der Bauteilzarge kurz vor UT

Das Ziel der Ziehanlage nach Variante 2 und 3 mit integrierten Stufen besteht im Wesentlichen in der Erzeugung einer hinreichenden Spannungsüberlagerung kurz vor UT, insbesondere im Bereich der Bauteilzarge. Die Stufen dienen dabei zur Behinderung des Platineneinlaufes in vordefinierten Zeitpunkten während des Ziehvorgangs, wodurch es zur zusätzlichen Streckziehbelastung der Bauteilzarge kommt.

Aus dem Stand der Technik ist bekannt, dass beim Ziehen über den Matrizenradius in der Bauteilzarge zugüberlagerte Biegespannungen entstehen. Abhängig von der Größe des Matrizenradius treten normalerweise auf der äußeren Bauteilseite Zugspannungen und dementsprechend auf der inneren Seite des Bauteils Druckspannungen auf. Nach der Entlastung des Bauteils kommt es zur Spannungsrelaxation, wodurch eine Krümmung in den Zargen entsteht, welche bei der Umformung von höchstfesten Stahlgüten besonders deutlich ausgeprägt ist.

Beim Einsatz einer geeigneten Stufe in der Ankonstruktion werden die wirkenden Spannungen in der Bauteilzarge durch die zusätzliche Streckziehbelastung, welche kurz vor Ende des Ziehvorganges auftritt, verändert bzw. die Spannungsdifferenz zwischen der inneren und äußeren Seite der Bauteilzarge durch die überlagerte Zugspannung reduziert. In den in diesem Zusammenhang durchgeführten Simulationen wurde eine Blechhalterkraft von 900 kN verwendet. Der Einsatz einer höheren Blechhalterkraft in Höhe von 1500 kN führte bei den Varianten 2 und 3 beim Werkstoff DP 980 zur Entstehung von Rissen, wie in Abbildung 8-2 dargestellt.

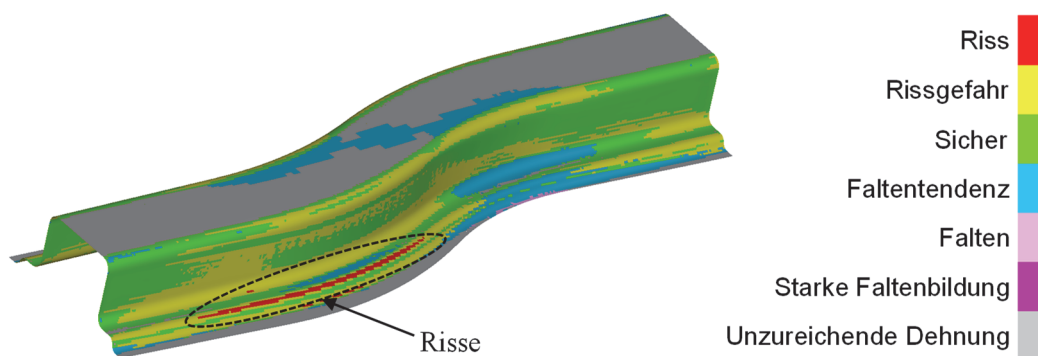


Abbildung 8-2: Rissbildung im Fall der Variante 2 der Ziehanlage und der applizierten Blechhalterkraft von 1500 kN, Werkstoff DP 980

Nach der Durchführung der Simulationen wurden die am Ende des Umformvorganges auftretenden Spannungen und die nach der Entlastung des Bauteils auftretende Formabweichungen analysiert. Dabei wurde festgestellt, dass die größten Bauteilformabweichungen aufgrund der am Ende des Ziehvorganges in der Bauteilzarge wirkenden Spannungen verursacht werden. Beim Tiefziehen mit den auf Basis der konventionellen Ziehanlage (Var. 1) abgeleiteten Werkzeugwirkflächen konnte in der gesamten Bauteilzarge ein ausgeprägter Spannungsunterschied in Meridianrichtung zwischen der äußeren und inneren Seite festgestellt werden.

Da in diesem Fall in der Bauteilzarge eine ähnliche Spannungsverteilung wirkt, erfolgte die Auswertung der simulativ erzielten Ergebnisse über einen Schnitt, wie in Abbildung 8-3d dargestellt. Dieser Schnitt befindet sich 220 mm von dem Bauteilschwerpunkt entfernt und liegt parallel zur YZ Ebene.

Um den Spannungsverlauf entlang der Bauteilzarge analysieren zu können, wurden auf dem definierten Schnitt vier Auswertungspunkte festgelegt. Für den Auswertungspunkt I wurde ein finites Element genau am Übergang zwischen dem Matrizenradius und der Zarge ausgewählt. Der Auswertungspunkt II befindet sich in der geometrischen Mitte der Bauteilzarge. Darüber hinaus wurde der Auswertungspunkt III im oberen Bereich der Bauteilzarge kurz vor dem Übergang zwischen der Zarge und dem Stempelradius ausgewählt. Der Auswertungspunkt IV wurde in der Mitte des oberen Bauteilradius platziert. In diesem Zusammenhang erfolgte die Auswertung der Spannung (in Meridianrichtung) über die Blechdicke für alle finiten Elemente, welche sich am Ende des Umformvorganges an den Stellen dieser definierten Auswertungspunkte befanden.

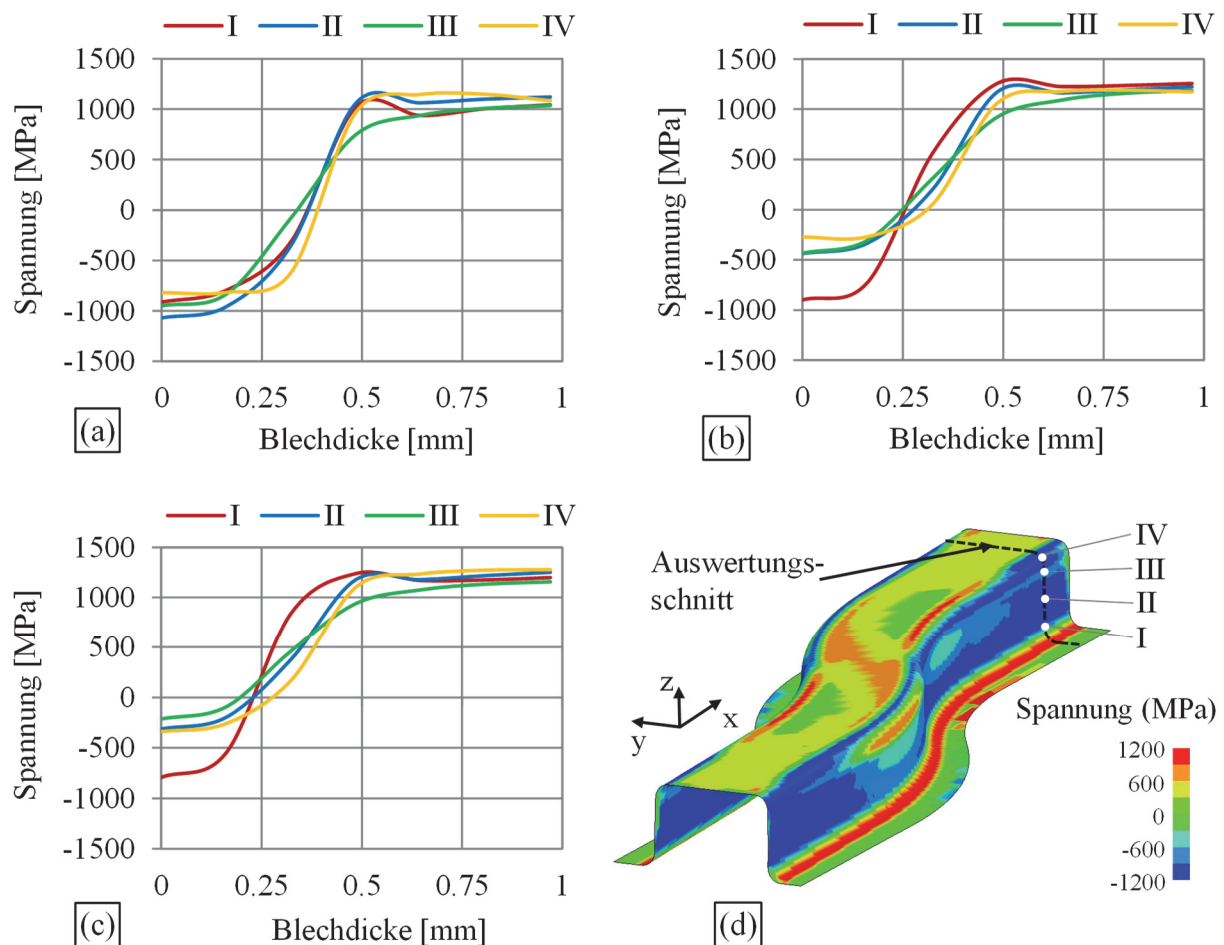


Abbildung 8-3: Spannungsverteilung in Meridianrichtung über die Blechdicke für die (a) Variante 1, (b) Variante 2 und (c) Variante 3 der Ziehanlage; (d) Darstellung der Auswertungsbereiche; (I, II, III und IV stellen Auswertungspunkte dar), Werkstoff DP 980, Blechhalterkraft 900 kN

Basierend auf diesen ausgewerteten Ergebnissen konnte ein ähnlicher Spannungsverlauf über die Blechdicke in der gesamten Bauteilzarge als auch im Bereich des oberen Bauteilradius identifiziert werden. Wie in Abbildung 8-3 dargestellt, wirken in diesen Bereichen auf der Bauteilaußenseite sehr hohe Zugspannungen und dementsprechend auf der Bauteilinnenseite ungefähr gleich hohe Druckspannungen. Dabei wurde die größte Spannungsdifferenz in der Mitte der Bauteilzarge von etwa 2188 MPa identifiziert (Wert der Spannung auf der Bauteilinnenseite -1069 MPa und auf der Bauteilaußenseite 1119 MPa). Die kleinste Spannungsdifferenz wurde in der Mitte des oberen Bauteilradius vorgefunden und betrug etwa 1906 MPa. Im Vergleich zu den anderen Auswertungsstellen traten in diesem Bereich auf der Bauteilinnenseite relativ niedrige Druckspannungen auf (-820 MPa) und Zugspannungen auf der Bauteilaußenseite (in Höhe von 1086 MPa) auf.

Die im Vergleich zum gesamten Bereich der Bauteilzarge kleinere Spannungsdifferenz tritt in diesem Fall aufgrund der Biegebelastung über einen größeren Werkzeugradius auf, da der Stempelradius hierbei größer als der Matrizenradius gewählt wurde. Andererseits wird der Bauteilzargenbereich beim Umformen einem ziehenden Biegen unterzogen. Hierbei kommt es über dem Matrizenradius zunächst zu einem Biegevorgang, wodurch die zu der Matrizeninnenseite nähere Bauteilfaser mit Druck und dementsprechend die von der Matrizeninnenseite entfernte Bauteilfaser mit Zug belastet wird. Am Auslauf des Matrizenradius bzw. am Übergang zwischen dem Matrizenradius und der Zarge kommt es folglich zum Rückbiegen des kurz zuvor gebogenen und dadurch verfestigten Bauteilbereiches, sodass die über die Blechdicke wirkenden Spannungen durch weitere Spannungen mit entgegengesetztem Vorzeichen überlagert werden. Da es hierbei zu einem Biegevorgang und Rückbiegen über einen relativ kleinen Radius kommt, treten hier größere Spannungsdifferenzen zwischen der äußeren und der inneren Seite des Bauteils auf als im Bereich des Stempelradius.

Die Simulationsergebnisse zeigen weiterhin, dass mit Hilfe der geänderten Ziehanlage (Varianten 2 und 3) die über die Blechdicke auftretenden Spannungsverläufe sichtbar beeinflusst werden. Mittels der in der Ziehanlage integrierten Stufe wird gegen Ende des Ziehvorganges eine zusätzliche Streckziehbelastung in die Bauteilzarge eingebracht, wodurch die auf der Zargeinnenseite wirkenden Druckspannungen in gewissem Maße mit Zugspannungen überlagert wurden. Die Ergebnisse in Abbildung 8-3b verdeutlichen, dass es im Fall der Ziehanlage mit Stufe (Variante 2) zu einer wesentlichen Reduzierung der Druckspannungen kommt, insbesondere im oberen Bereich der Bauteilzarge. Dabei beträgt die Druckspannung im Bereich des Auswertungspunktes 3 nur ca. -433 MPa (Druck), was im Vergleich zum Ziehen mit der klassischen bzw. üblichen Ziehanlage (Variante 1) eine Reduzierung um etwa 387 MPa darstellt. Im oberen Radiusbereich (Auswertungspunkt IV) konnte sogar eine noch stärkere Reduktion

der Spannungsdifferenz identifiziert werden. Dort wurden die Druckspannungen auf -271 MPa verringert. Im unteren Bereich der Bauteilzarge konnte hingegen nur eine geringe Reduzierung der Druckspannungen um ca. 17 MPa erzielt werden.

Im Fall der Variante 3 der Ziehanlage, bei der der Platineneinzug aufgrund der kleineren Radien an der Ankonstruktionsstufe gegen Ende des Umformvorganges noch stärker zurückgehalten wurde, konnte eine noch deutlichere Reduzierung der Druckspannungen realisiert werden. Im Vergleich zwischen den Varianten 2 und 3 wurden hier die Druckspannungen im unteren Bereich der Bauteilzarge (Auswertungspunkt I) um weitere 107 MPa reduziert. In der Mitte der Bauteilzarge (Auswertungspunkt II) und im oberen Bereich der Bauteilzarge (Auswertungspunkt 3) konnte eine weitere Reduzierung der Druckspannungen um 127 MPa bzw. 220 MPa erreicht werden.

Die Simulationsergebnisse zeigten keine weitere Reduzierung der Druckspannungen im Bereich des oberen Bauteilradius. Die zusätzliche Streckziehbelastung der Zarge führte jedoch zu einer leichten Erhöhung der auf der Bauteilaußenseite wirkenden Zugspannungen. Beim Vergleich der Spannungsverläufe, die für die Ziehanlagen Variante 1 und Variante 3 berechnet wurden, ist in bestimmten Bereichen festzustellen, dass im Fall des Ziehens mit zusätzlicher Stufe (Variante 3) eine wesentliche Reduzierung der Spannungsdifferenz über der Blechdicke (in Meridianrichtung) erzielt werden kann. Für die übliche Ziehanlage (Variante 1) beträgt z. B. die Spannung im oberen Bereich der Zarge (Auswertungspunkt III) am Ende des Ziehvorganges 1036 MPa auf der Bauteilaußenseite und -949 MPa auf der Bauteilinnenseite. Dies entspricht einer Spannungsdifferenz von 1985 MPa zwischen Innen- und Außenseite. Bei Verwendung der Ziehanlage mit zusätzlicher Stufe (Variante 2) ergibt die numerische Berechnung an der gleichen Auswertungsstelle lediglich einen Spannungsunterschied von 1370 MPa. Dabei beträgt die Spannung (in Meridianrichtung) auf der Bauteilinnenseite -213 MPa und auf der Bauteilaußenseite 1157 MPa.

Anhand der errechneten Simulationsergebnisse konnte nachgewiesen werden, dass mit der beschriebenen Reduzierung der Spannungsdifferenzen über die Blechdicke gleichzeitig eine Verringerung der Bauteilformabweichungen einhergeht. Für die Analyse der auftretenden Bauteilformabweichungen wurden die Winkeländerungen und Zargenkrümmungen in den drei definierten Schnitten (siehe Kapitel 5) ausgewertet. Die größte Bauteilformabweichung wurde im Fall der einfachen Ziehanlage im Schnitt 1 des Bauteils identifiziert. Dabei betrug die Winkeländerung in Höhe von $18,4^\circ$ und die Zargenkrümmung $0,0175$ (1/mm). In den beiden weiteren Auswertungsschnitten des Bauteils lag der Wert der Winkeländerung etwas über 14° (Abbildung 8-4). Diese Winkeländerungen bzw. Zargenkrümmungen konnten auf die stark ausge-

prägen Spannungsunterschiede zwischen der äußeren und der inneren Seite des Bauteils zurückgeführt werden. Besonders im Zargenbereich war diesbezüglich festzustellen, dass die Bauteilbelastung zu einer Schrumpfung der beim Umformen mit Zug belasteten Bauteilvolumina und auf der anderen Seite zu einer Expansion der mit Druck belasteten Bauteilvolumina führte. Mittels der durch die geometrisch geänderten Ziehmaschinen (Varianten 2 und 3) zusätzlich in die Bauteilzarge eingebrachten Streckziehbelastungen konnten diese Bauteilformabweichungen reduziert werden. Wie zuvor für die einfache Ziehmaschine beschrieben, wurde im Fall der dritten Ziehmaschinenvariante die größte Winkeländerung ebenfalls nahe am Ende des Bauteils errechnet. Diese betrug etwa 13° . Die größte Zargenkrümmung betrug $0,0108$ ($1/\text{mm}$). Die Simulationsergebnisse, die für die verschiedenen Varianten der Ziehmaschine berechnet wurden, sind in Abbildung 8-4 dargestellt. Hierbei kann festgestellt werden, dass der Ansatz der zusätzlichen Streckziehbelastung zu einer signifikanten Reduzierung der Zargenkrümmung führt.

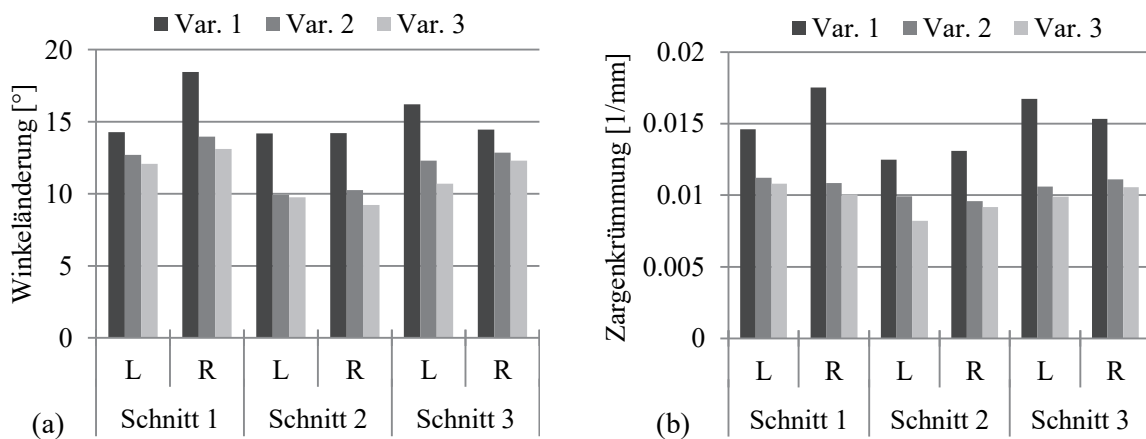


Abbildung 8-4: Rückfederungseffekte in Abhängigkeit von den Ziehmaschinen Varianten 1, 2 und 3; (a) Winkeländerungen, (b) Zargenkrümmungen

8.2 Kalibrieren der Bauteilradien

Weiterhin wurden im Rahmen der hier vorgestellten Forschungsarbeiten die Möglichkeiten der Rückfederungskompensation durch Nachformen bzw. Kalibrieren der Bauteilradien simulativ untersucht. Zu diesem Zweck wurden die Radien am Übergang vom Boden in die Bauteilzarge in einer dem Tiefziehen nachfolgenden Operation mit kleineren Radien nachgeformt. In Abbildung 8-5 ist der Simulationsaufbau für diese Nachformoperation schematisch dargestellt. Für diesen Simulationsaufbau wurde zunächst das nach dem Tiefziehen entlastete bzw. rückgefedernde Bauteil unter Berücksichtigung der Umformhistorie eingelesen und anschließend in Bezug auf den Werkzeugwirkflächen entsprechend positioniert. Beim Positionieren des Bauteils wurden die Abstände zu den Wirkflächen möglichst gering gehalten, um die eventuell auftretenden dynamischen Effekte während der Berechnung vermeiden zu können. Zusätzlich wurde unter dem Bauteil ein Gegenhalter eingebracht, welcher in diesem Fall zur Vermeidung des

Verkippen oder Verrutschen des Bauteils während des Kalibrierens diene. Beim Kalibriervorgang berührt zunächst die Matrize das Bauteil und drückt die nach dem vorherigen Tiefziehen stark zurückgedehnten Seitenwände zusammen. Kurz danach kommt es zum Kontakt zwischen der Matrize und dem Flanschbereich des Bauteils. Anschließend bewegt sich das Bauteil zusammen mit der Matrize und dem Gegenhalter bis zum Kontakt mit dem Stempel nach unten. Kurz vor dem UT kommt es zur Kalibrierung der Radien, welche sich zwischen dem Bauteilboden und der Zarge befinden.

Um den Einfluss des Radius beim Nachformen auf die Rückfederung genauer zu untersuchen, wurden die Simulationen mit Berücksichtigung von drei verschiedenen Radien am Übergang vom Boden zur Bauteilzarge (Versionen 1-3) aufgebaut und durchgeführt (Abbildung 8-5). Dabei betrug der kleinste untersuchte Radius auf der Bauteilinnenseite (Stempelseite) 2,2 mm. Die Verwendung noch kleinerer Stempelradien erwies sich bei diesen Untersuchungen als nicht zielführend, da diese zu starken Blechdünnungen und zu Rissen führten.

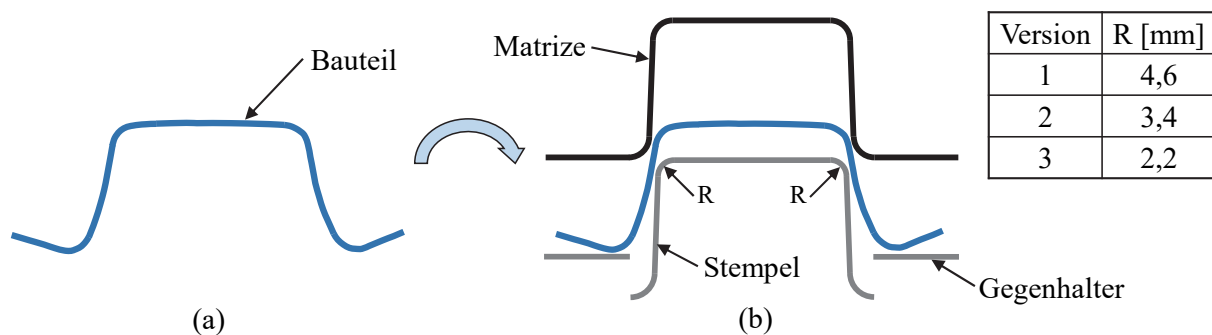


Abbildung 8-5: Kalibrieren der Bauteilradien; (a) Bauteil nach dem Tiefziehen, (b) schematische Darstellung des Kalibrierens der Bauteilradien

Anhand der berechneten Simulationsergebnisse konnten anschließend die Spannungen (in Meridianrichtung) über die Blechdicke des Bauteils am Ende des Kalibriervorganges ausgewertet werden. Die Auswertung erfolgte dabei in denselben Bauteilschnitten, die auch für die im vorherigen Kapitel beschriebenen Untersuchungen verwendet wurden (siehe Abbildung 8-2d). Die nach dem Kalibriervorgang vorherrschenden Verläufe der Spannung (in Meridianrichtung) sind in Abbildung 8-6 dargestellt (durchgezogene Linien). Die gestrichelten Linien im Diagramm stellen die Spannungsverläufe dar, welche bereits am Ende des Tiefziehens in den selben Auswertungspunkten ermittelt wurden. Es wird ersichtlich, dass es im unteren Bereich der Bauteilzarge nach dem Kalibriervorgang zu einer leichten Reduzierung der über die Blechdicke wirkenden Spannungen bzw. des Spannungsunterschiedes zwischen Bauteilaußenseite und -innenseite kommt. Nach dem Tiefziehvorgang wirken z. B. am Übergang vom unteren Radius in die Zarge (Auswertungspunkt I) relativ hohe Druckspannungen (-956 MPa) auf der Bauteilinnenseite und noch höhere Zugspannungen (1221 MPa) auf der Bauteilaußenseite.

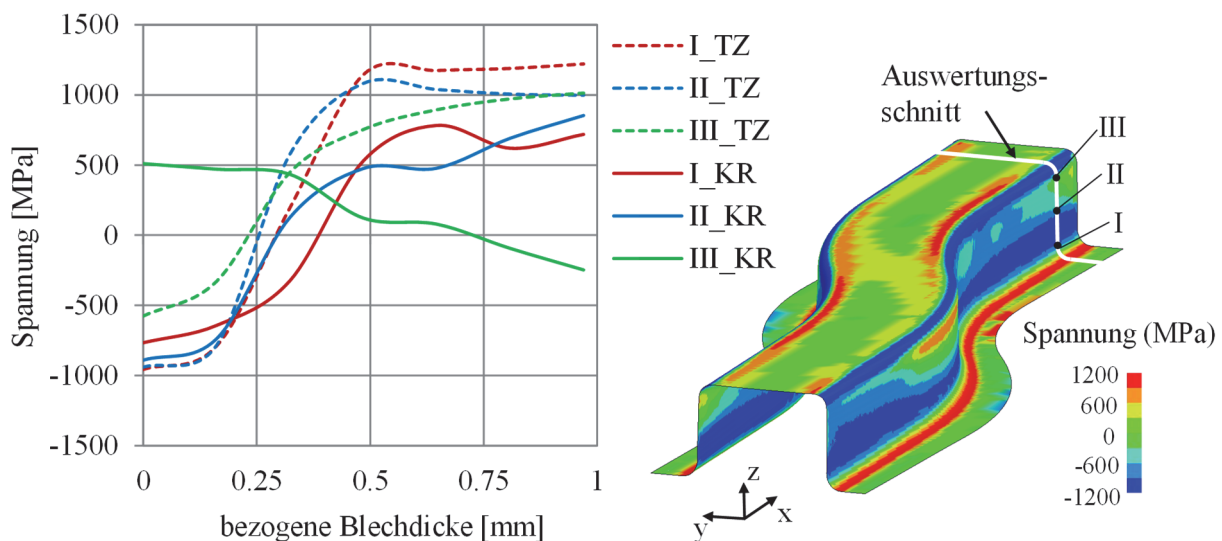


Abbildung 8-6: Vergleich der Spannungsverläufe nach dem Tiefziehen (gestrichelte Linie, TZ) und nach dem Kalibrieren der Bauteilradien mit einem Radius von 2,2 mm (durchgezogene Linie, KR)

Nach dem Kalibriervorgang wurden in denselben Auswertungspunkten zwar ähnliche Spannungsverläufe zwischen der äußeren und inneren Bauteilseite identifiziert, allerdings wiesen diese sichtbar geringere Spannungsunterschiede von nur 1484 MPa im Gegensatz zu 2177 MPa nach dem Tiefziehen auf. Da beim Kalibriervorgang im Vergleich zum Tiefziehen keine weitere Verformung im betrachteten Bauteilbereich stattfindet, kann dieser nach dem Kalibrieren reduzierte Spannungsunterschied durch den Effekt der Spannungsrelaxation erklärt werden. Das bedeutet, dass die am Ende des Tiefziehvorganges identifizierten relativ hohen Spannungsunterschiede durch die Spannungsrelaxation während der Bauteilentlastung leicht reduziert wurden.

Während sich in der Mitte der Bauteilzarge (Auswertungspunkt II) ein ähnlicher Spannungsverlauf wie der soeben beschriebene zeigt, weist derjenige im Übergang von der Bauteilzarge zum oberen Radius (Auswertungspunkt III) deutlichere Unterschiede auf. Hier werden die aufgrund des Tiefziehprozesses vorherrschenden Spannungen durch den Kalibriervorgang vollständig überlagert, wobei am Ende dieses Kalibriervorganges an der Bauteilinnenseite Zugspannungen und an der Bauteilaußenseite nur noch geringe Druckspannungen wirken. Hierbei liegen die Werte für die Spannung (in Meridianrichtung) auf der Bauteilinnen- und -außenseite für das Kalibrieren mit einem Radius von 2,2 mm bei 510 MPa bzw. -247 MPa.

Dieser Effekt kann dadurch erklärt werden, dass nach dem Tiefziehen im Stempelradiusbereich auf der Bauteilaußenseite bekanntermaßen Zugspannungen und auf der Bauteilinnenseite Druckspannungen wirken. Durch den Kalibriervorgang kommt es zu einer Verkleinerung des Bauteilradius am Stempel, wobei die zwischen der äußeren und inneren Bauteilseite wirkende Spannungsdifferenz weiter vergrößert wird (Abbildung 8-7).

Dadurch wird das Blech im Radiusbereich stärker plastifiziert, wodurch wiederum der elastische Anteil der Gesamtdehnung deutlich reduziert wird. Außerdem wurde dabei der obere Bereich der Zarge, der durch das Nachformen aus dem größeren Radius des tiefgezogenen Bauteils gestaltet wurde, leicht zurückgebogen. Dadurch kam es zur Änderung der Spannungsverteilung, wobei die Druckspannungen mit Zugspannungen, und dementsprechend Zug- mit Druckspannungen überlagert werden, wie in Abbildung 8-6 dargestellt.

Um dies zu verdeutlichen, sind in Abbildung 8-7 die nach dem Tiefziehen und Kalibrieren von der Flanschkante bis zur Mitte des Bauteilbodens auftretenden Verläufe der Spannung (in Meridianrichtung) dargestellt. Dabei wurden nur die Spannungen auf der inneren und äußeren Seite des Bauteils betrachtet. Hierbei ist anzumerken, dass im etwa 4 mm langen Bereich der Bauteilzarge, am Übergangspunkt zwischen der Zarge und dem kalibrierten Radius, die aufgrund des Tiefziehvorgangs wirkende Spannungsverteilung durch das Kalibrieren vollständig umgekehrt wird (Bereich 4-5, Abbildung 8-7). Gleichzeitig kann in der oberen Hälfte der Bauteilzarge, insbesondere in Richtung des kalibrierten Radius, eine deutliche Verringerung der Spannungsdifferenz identifiziert werden (Bereich 3-4, Abbildung 8-7).

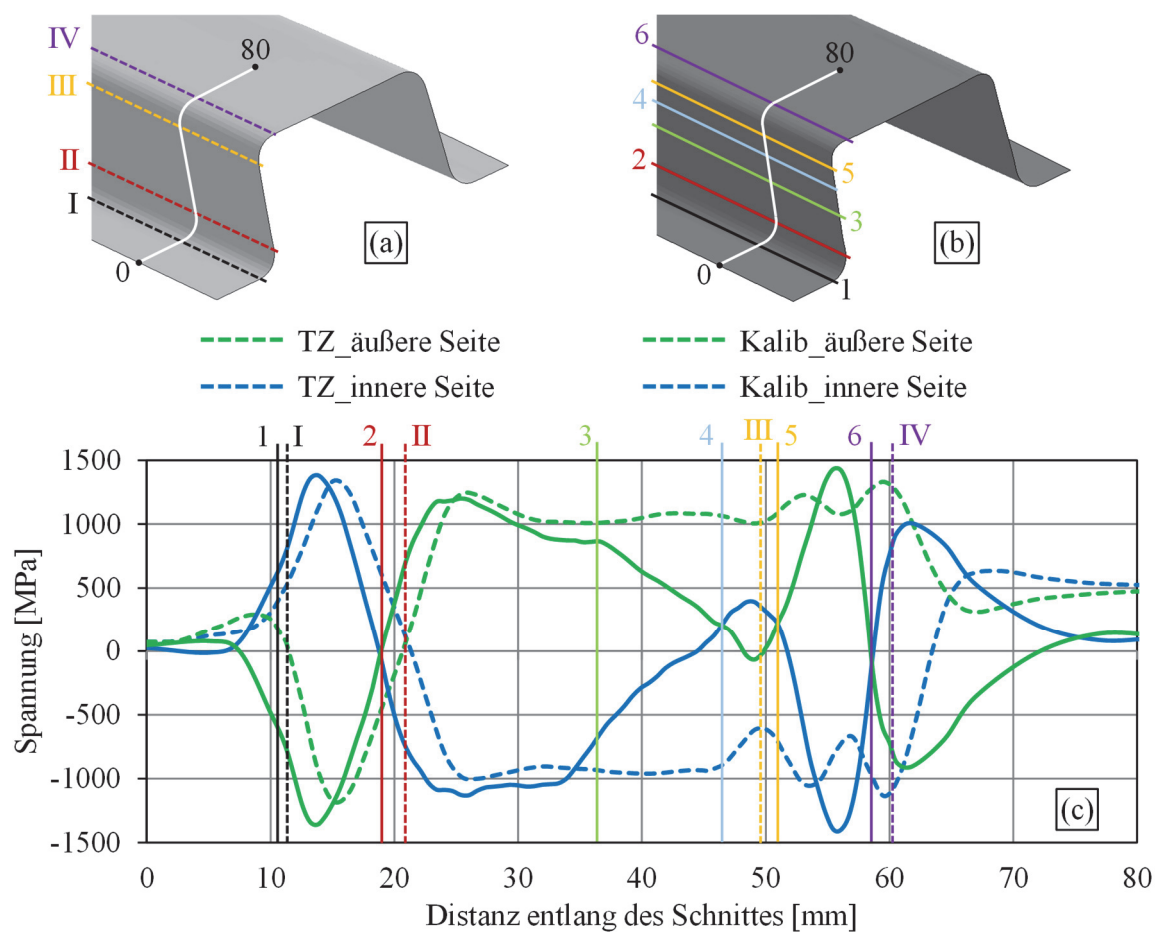


Abbildung 8-7: Spannungsüberlagerungen in charakteristischen Bauteilbereichen in Querrichtung des Profils; (a) nach dem Tiefziehen, (b) nach dem Kalibrieren der Bauteilradien mit $R=3,4$ mm, (c) Spannungsverlauf auf der Außen- und Innenseite des Bauteils entlang eines Querschnitts

Aufgrund der durch den Kalibriervorgang bedingten stärkeren Plastifizierung der Bauteilradien in einem relativ kleinen Radiusbereich sowie der im oberen Teil der Bauteilzarge auftretenden Spannungsüberlagerung kann eine deutliche Reduzierung der Winkeländerung festgestellt werden. In Abbildung 8-8 sind die erzielten Ergebnisse bezüglich der Winkeländerung und der Zargenkrümmung für die verschiedenen Versionen der Kalibrierradien sowie für die entsprechenden Ergebnisse nach dem Tiefziehen dargestellt. Wie erwartet, treten nach dem Tiefziehen sehr hohe Winkeländerungen auf, wobei der höchste Wert mit $15,5^\circ$ im Schnitt 1 ermittelt wurde. Weiterhin ist anzumerken, dass die Winkeländerung durch den Kalibriervorgang mit einem relativ kleinen Radius von 2,2 mm in allen definierten Auswertungsschnitten auf einen Wert von unter 6° reduziert wurde.

Ferner konnte kein Zusammenhang zwischen dem Kalibrieren mit verschiedenen Radien und der auftretenden Zargenkrümmung identifiziert werden (Abbildung 8-8b). Beim Kalibrieren mit einem Radius von 4,6 mm wurde die Krümmung der Zarge gegenüber des Tiefziehens nur geringfügig reduziert. Allerdings resultierte der Einsatz eines noch kleineren Radius (z.B. 3,4 mm) in eine leichte Erhöhung der Zargenkrümmung. Hierbei kann davon ausgegangen werden, dass die Änderung der Spannungs- und Formänderungsverteilungen durch das Kalibrieren der Bauteilradien nur in einem relativ kleinen Bereich bewirkt wurde. Im wesentlichen Teil der Zarge wurde dabei keine Änderung des Spannungs- und Formänderungszustandes bewirkt, weswegen die Zargenkrümmung mit diesem Ansatz nicht spürbar beeinflusst werden konnte.

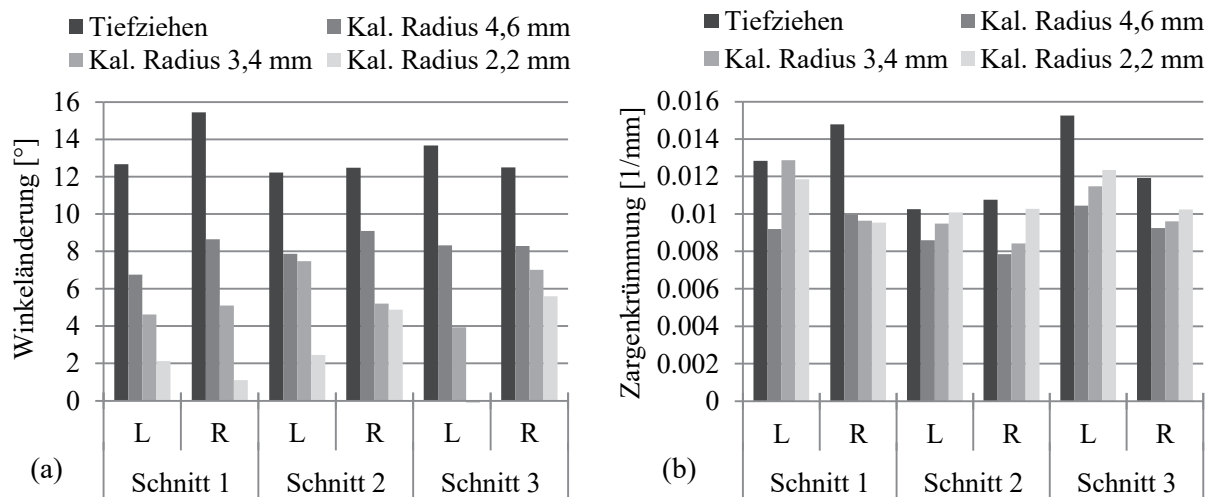


Abbildung 8-8: Rückfederung nach dem Kalibrieren der Bauteilradien; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

8.3 Einbringen von Sicken in der Bauteilzarge im Kalibrierhub

Mit den bisher simulativ und experimentell ermittelten Ergebnissen hinsichtlich der Rückfederung konnte gezeigt werden, dass die Zargenkrümmung die Größe der rückfederungsbedingten Formabweichungen der untersuchten Bauteilgeometrie wesentlich beeinflusst. Aus diesem

Grund wurden verschiedene geometrisch basierten Ansätze zur Reduzierung der Zargenkrümmung bzw. der Rückfederung insgesamt untersucht. Eine Möglichkeit, die Zargenkrümmung zu reduzieren, stellt das Prägen der Bauteilzarge bzw. das Einbringen von Sicken oder Stufen in die Bauteilzarge im Nachformwerkzeug dar. Dieser Ansatz liegt darin begründet, dass durch gezielt in die Bauteilgeometrie eingebrachte, relativ kleine Vertiefungen oder Erhöhungen die Spannungsverteilungen lokal verändert werden können. Zusätzlich wird dabei die geometrische Steifigkeit des Bauteils bzw. des Bauteilquerschnittes erhöht, was wiederum zu einer Reduktion der Rückfederung führt.

8.3.1 Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge nach außen

Um die Wirkung von verschiedenen Versteifungssicken auf die Rückfederung zu beurteilen, wurden Simulationen mit unterschiedlich hohen Sicken aufgebaut und durchgeführt. Ziel solcher nach außen gerichteten Verprägungen bildet die lokale Verringerung der Druckspannungen auf der Bauteilinnenseite sowie die Erhöhung der Bauteilsteifigkeit. Beim Simulationsaufbau wurde das nach dem Tiefziehen entlastete Bauteil mit seiner Umformhistorie (Abbildung 8-9a) in die Berechnung des Kalibriervorganges importiert und relativ zur Werkzeugwirkfläche entsprechend positioniert. Die Simulationen wurden zunächst mit einem *Crash Forming* Werkzeug bzw. einem Werkzeug ohne Faltenhalter simuliert. Dabei wurden die einzelnen, 10 mm breiten Verprägungen im Zargenbereich entlang des Bauteils mit unterschiedlichem Abstand eingebracht.

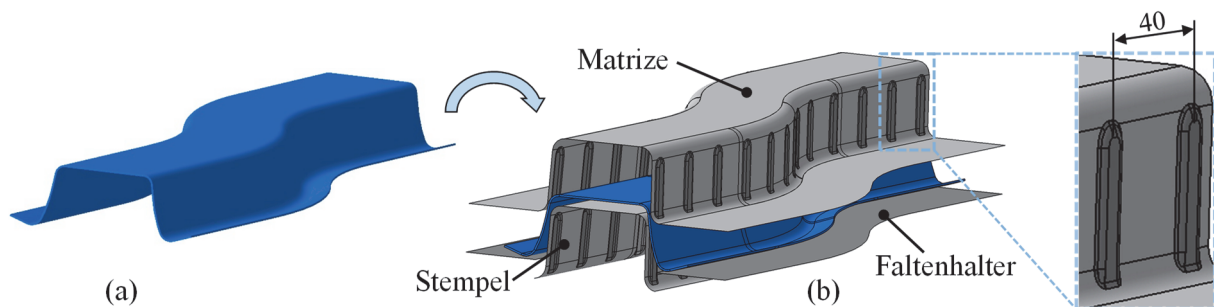


Abbildung 8-9: Prägen der Bauteilzarge nach außen; (a) Bauteil nach dem Tiefziehen, (b) Werkzeugwirkflächen für das Prägen der Bauteilzarge in der Kalibrierstufe

In diesem Zusammenhang zeigten die Simulationsergebnisse, dass solche Verprägungen mit einem Abstand von 40 mm und der Höhe von 1,0 mm im Zargenbereich kein Versagen des Bauteils während des Nachformens verursachen. Dabei wurden die Kanten der Verprägungen mit einem Radius von 3 mm abgerundet. Abbildung 8-9b stellt die Anordnung und Geometrie von Verprägungen in der Bauteilzarge dar. Die Simulationsergebnisse zeigten ebenfalls, dass sich bei diesem Prozessdesign im Flanschbereich ausgeprägte Falten bildeten, wie in Abbildung 8-10 dargestellt.

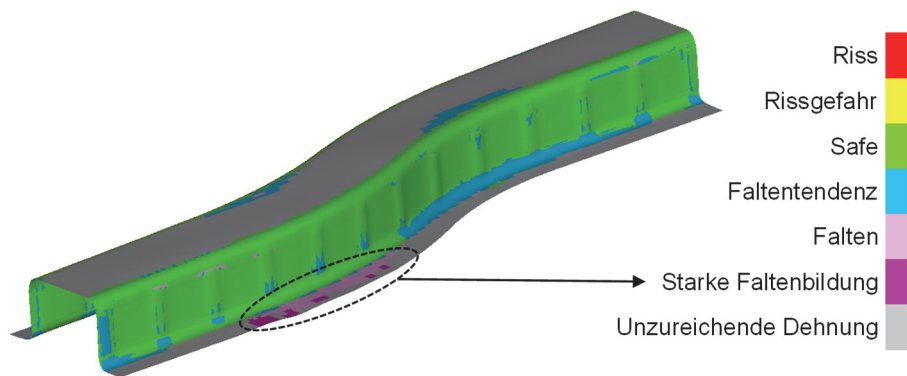


Abbildung 8-10: Simulativ vorhergesagte Faltenbildung im Flanschbereich durch das Einbringen von Sicken nach außen in die Bauteilzarge; Werkstoff DP 980, Blechdicke 0,97 mm

Aus diesem Grund wurde in den folgenden Rechnungen unter dem Bauteil zusätzlich ein Faltenhalter angebracht (Abbildung 8-9), mit welchem diese Faltenbildung beim Prägen der Bauteilzarge verhindert werden konnte. Die kleinste benötigte Faltenhalterkraft, bei welcher keine Falten im Bauteilflanschbereich auftraten, betrug 200 kN. Diese Kraft wurde weiterhin in allen Simulationen, die hinsichtlich der Erzeugung von Sicken in der Bauteilzarge durchgeführt wurden, verwendet. Anhand der berechneten Simulationsergebnisse konnten die Spannungen (in Meridianrichtung) über die Blechdicke des Bauteils ausgewertet werden.

Dabei erfolgte die Auswertung der Spannungen im unteren, mittleren und oberen Bereich der Bauteilzarge in jeweils zwei Schnitten, wobei der erste Schnitt in der Mitte der Verprägung und der zweite Schnitt zwischen zwei Verprägungen erstellt wurde. Die auf diese Weise nach dem Prägen der Bauteilzarge erhaltenen Spannungsverläufe (in Meridianrichtung) über die Blechdicke sind im Diagramm in Abbildung 8-11 mittels durchgezogener Linien dargestellt. Die gestrichelten Linien zeigen die Spannungen nach dem Tiefziehen, welche in den selben Bauteilbereichen ausgewertet wurden. Im Diagramm sind die Simulationsergebnisse für das Tiefziehen sowie für das Einbringen der Sicken mit einer Prägetiefe von 1,0 mm dargestellt. Abbildung 8-11a zeigt dabei die Spannungsverläufe im Schnitt, welcher in der Mitte der Prägung vorgenommen wurde.

Es ist ersichtlich, dass insbesondere im oberen Bereich der Bauteilzarge eine erhebliche Änderung des Spannungsverlaufs erfolgt ist. Durch das Prägen der Bauteilzarge nach außen werden die nach dem Tiefziehen auf der inneren Seite des betrachteten Bauteilzargenbereiches wirkenden ausgeprägten Druckspannungen mit Zugspannungen überlagert. Wie in Abbildung 8-11 dargestellt, wirken am Ende des Umformvorganges im oberen Bereich der Verprägung an der inneren Seite geringe Zugspannungen von 288,5 MPa. Gleichzeitig werden die auf der äußeren Seite wirkenden Zugspannungen durch das Prägen der Bauteilzarge im Vergleich zum Tiefziehen um etwa 600 MPa reduziert. Eine solche Spannungsreduzierung auf der Bauteilaußenseite

führte gegenüber dem Tiefziehen zu einer deutlichen Reduzierung der Spannungsdifferenz in Meridianrichtung über die Blechdicke, die nach dem Prägen etwa nur noch 126 MPa betrug.

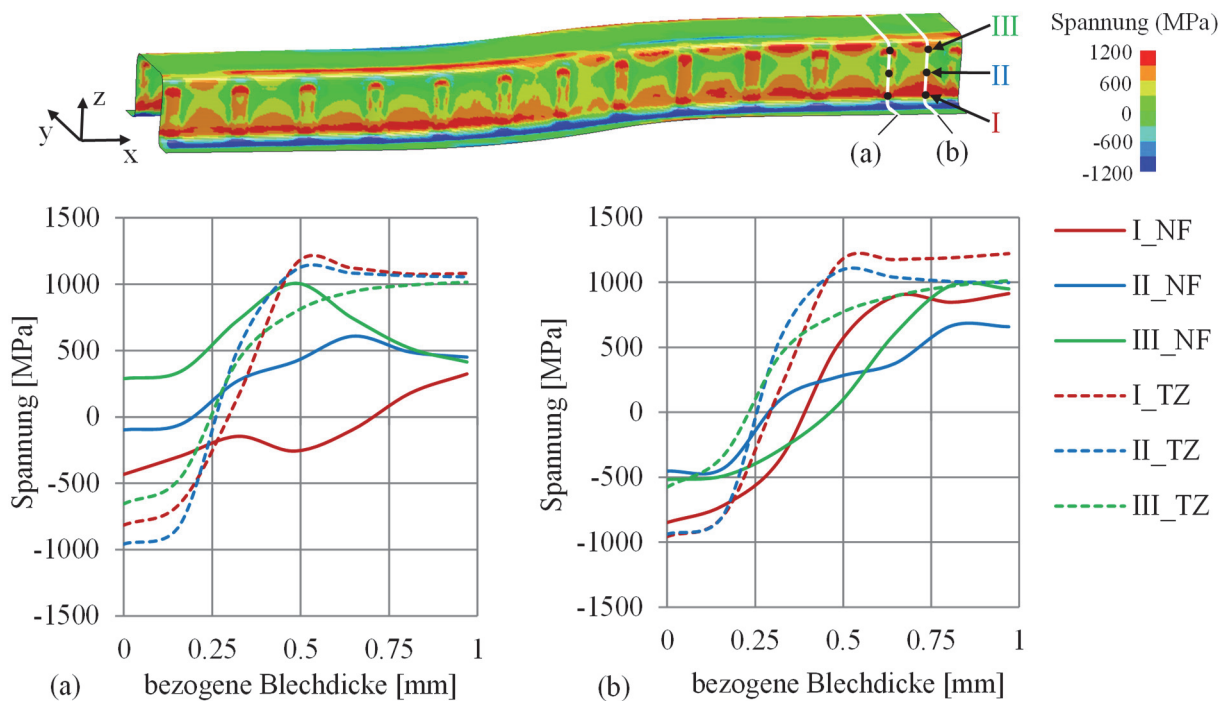


Abbildung 8-11: Vergleich der Spannungsverläufe nach dem Kalibrieren der Bauteilzarge (durchgezogene Linie) und dem Tiefziehen (gestrichelte Linie); (a) für den Schnitt in der Mitte der Prägung und (b) für den Schnitt zwischen zwei angrenzenden Prägen, 25 mm entfernt vom Bauteilende

Im selben Schnitt trat in der Mitte der Bauteilzarge ebenfalls eine Überlagerung bzw. Änderung der Spannungen auf, wobei hier am Ende des Umformvorganges nur sehr geringe Druckspannungen von -98 MPa an der Bauteilinnenseite und im Vergleich zum Tiefziehen nur relativ geringe Zugspannungen von 450 MPa an der Bauteilaußenseite wirken.

Im Gegensatz dazu wird im unteren Bereich der Bauteilzarge ein etwas geringerer Einfluss des Prägens auf die Verringerung der Spannungsdifferenz zwischen der Bauteilinnen- und -außenseite festgestellt. Durch das Prägen mit der in Abbildung 8-9 dargestellten Werkzeuggeometrie wurden die auf der inneren Seite wirkende Druckspannung und auf der äußeren Seite der Bauteilzarge wirkende Zugspannung um jeweils 383,5 MPa und 756 MPa reduziert, was im Vergleich zum mittleren und oberen Bereich der Zarge die kleinste Reduzierung der Spannungen darstellte.

Dies kann dadurch erklärt werden, dass die erste Spannungsüberlagerung beim Ziehen genau am Übergangspunkt zwischen dem unteren Bauteilradius und der Zarge stattfindet. Somit sind an dieser Stelle relativ kleine Spannungen bzw. Spannungsdifferenzen zu erwarten. Durch das Nachformen des Bauteils mit der in Abbildung 8-9 dargestellten Werkzeuggeometrie wird auch der Bauteilradius in gewissem Maße nachgeprägt. Daraus resultierend kommt es am Übergang zwischen dem unteren Bauteilradius und der Zarge zur Stauchung der inneren Bauteilvolumina

und zu gleichzeitiger Ausdehnung der äußeren Bauteilvolumina. Somit treten auf der inneren Seite im unteren Bereich der Bauteilzarge Druck- und auf der äußeren Seite Zugspannungen auf. In Abbildung 8-11b werden die am Ende des Nachformens wirkenden Spannungen mit den am Ende des Tiefziehens wirkenden Spannungen zwischen zwei aneinander angrenzenden Schnitten verglichen. Im Diagramm ist eine relativ geringere Reduzierung der Spannungsdifferenz in Meridianrichtung festzustellen.

In Abbildung 8-12 ist der Einfluss der verschiedenen Prägetiefen auf die Winkeländerung und Zargenkrümmung dargestellt. Die Auswertung der auftretenden Winkeländerungen und Zargenkrümmungen erfolgte hierbei basierend auf dem in Abbildung 5-6 dargestellten Auswertungsprinzip. Es ist ersichtlich, dass die Erhöhung der Prägetiefe zur Reduzierung der Winkeländerung und auch der Zargenkrümmung führt. Bei einer Prägetiefe von 1,0 mm konnte die Winkeländerung im Schnitt 1 auf der rechten Bauteilseite beispielsweise um $9,4^\circ$ verringert werden. Wie in Abbildung 8-12 dargestellt, lagen die Werte der Winkeländerung nach dem Einbringen von Sicken mit einer Prägetiefe von 1,0 mm in allen Auswertungsschnitten zwischen $6,0^\circ$ und $7,5^\circ$. Die gleiche Tendenz konnte hinsichtlich der Zargenkrümmung festgestellt werden (Abbildung 8-12b), wobei die Erhöhung der Prägetiefe einen proportionalen Einfluss auf die Reduzierung der Zargenkrümmung aufwies. Neben der Änderung der wirkenden Spannungen spielt dabei auch die Erhöhung der Bauteilsteifigkeit eine entscheidende Rolle. Das bedeutet, dass durch die Einbringung von entsprechenden Erhöhungen oder Vertiefungen auf der Bauteilgeometrie das Flächenträgheitsmoment direkt beeinflusst wird, was automatisch zur Erhöhung der Bauteilsteifigkeit und gleichzeitig zu einer Reduzierung der Zargenkrümmung beiträgt.

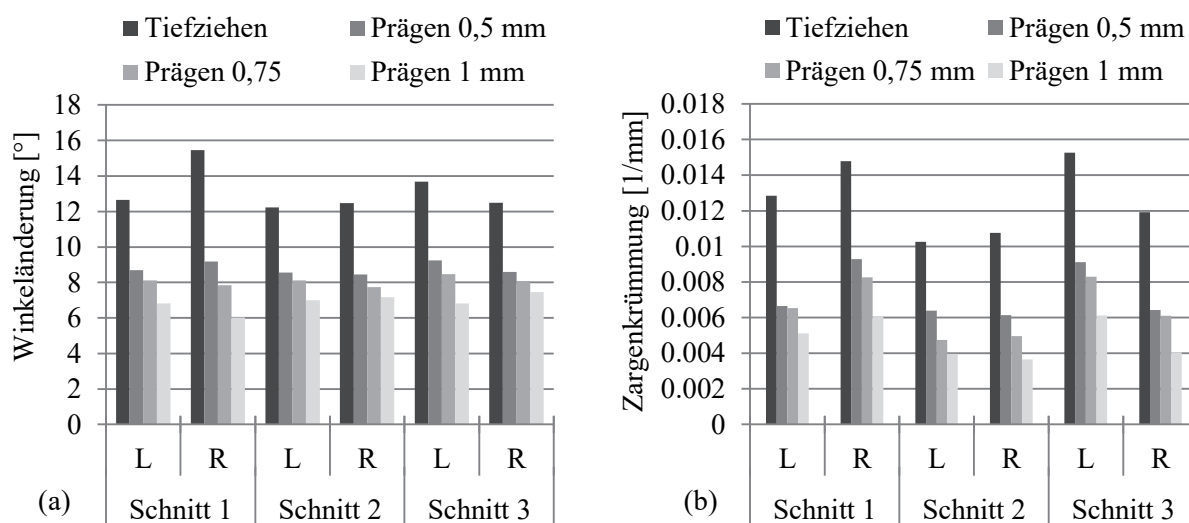


Abbildung 8-12: Rückfederung in Abhängigkeit von der Prägetiefe nach außen; (a)- Winkeländerung, (b)- Zargenkrümmung; jeweils dargestellt für das tiefgezogene Bauteil und die nachgeformten Bauteile mit einer Prägetiefe nach außen von 0,5; 0,75 und 1,0 mm; Werkstoff DP 980

8.3.1.1 Validieren der Simulationsergebnisse hinsichtlich des Prägens nach außen

Mit dem Ziel, die bisherigen Simulationsergebnisse hinsichtlich dieser untersuchten Variante des Nachformens zur Reduktion der Bauteilformabweichung zu validieren, wurden die entsprechenden Werkzeugaktivelemente (Stempel und Matrize) hergestellt. Diese wurden zunächst in modularer Weise konstruiert, dass sie ohne großen Aufwand rasch in das Gestell des vorhandenen Ziehwerkzeuges eingebaut werden können (Abbildung 8-13b). Darüber hinaus wurden Versuche mit einem solchen Nachformwerkzeug durchgeführt, wobei die nach dem Tiefziehen entlasteten Bauteile, wie in Abbildung 8-13c dargestellt, nachgeformt wurden.

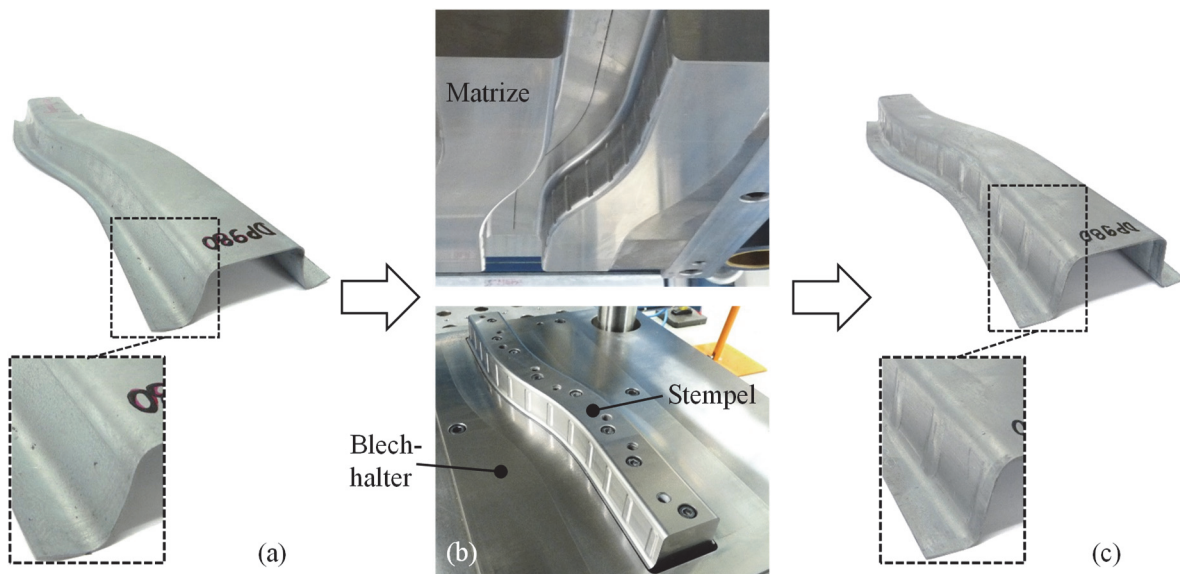


Abbildung 8-13: Vorgehensweise für das Nachformen der Bauteilzarge; (a) Bauteil nach dem Tiefziehen, (b) Nachformwerkzeug, (c) Bauteil nach dem Nachformen; Werkstoff DP 980

Da die spanende Bearbeitung als auch die Wärmebehandlung der Werkzeugaktivteile zur gewissen geometrischen Abweichung von den CAD-Daten führen können, wurden die Stempel- und Matrizensegmente nach dem Einbau in das Werkzeuggestell mit einem optischen Messsystem digitalisiert. Nach dem Vergleich der vermessenen Werkzeuggeometrie mit den vorgegebenen CAD-Daten wurde in manchen Bereichen eine Abweichung bis zu etwa 0,04 mm festgestellt.

Um den Einfluss dieser festgestellten Abweichung auf der simulativen Vorhersagbarkeit der Rückfederung zu vermeiden, wurde die Simulation mit den digitalisierten bzw. tatsächlichen Werkzeugwirkflächen erneut aufgebaut und durchgeführt. Darüber hinaus wurde für den Abgleich mit den Versuchsergebnissen die simulativ erzielte, rückgefederte Bauteilgeometrie unter Berücksichtigung der hierbei gemessenen Stempel- und Matrizensegmente verwendet.

Bei der Versuchsdurchführung wurde zunächst das nach dem Tiefziehen entlastete Bauteil auf dem Stempel des Nachformwerkzeuges aufgelegt und positioniert. Beim Umformvorgang berührt zunächst die Matrize das Bauteil und drückt die nach dem Tiefziehen stark aufgedehnten

Zargen zusammen. Anschließend, kurz vor UT, wurden die Bauteilzargenbereiche geprägt. Abbildung 8-13 stellt die Vorgehensweise dieses Prägevorgangs der Bauteilzarge dar.

Nach dem Öffnen des Werkzeuges konnten im Flanschbereich des in dieser Weise nachgeformten Bauteils relativ große Falten festgestellt werden. Um dies zu veranschaulichen, wurde das Bauteil mit Hilfe des Messsystems GOM ATOS 5M digitalisiert. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgte mittels des Programms GOM Inspect 2018, wobei im Flanschbereich ein Schnitt entlang des Bauteils definiert wurde. Über einen solchen Auswertungsschnitt konnten die Position und die Höhe der sich eventuell ausgebildeten Falten identifiziert werden, um diese mit dem Simulationsergebnis vergleichen zu können. Wie in Abbildung 8-14 dargestellt, führte das Prägen der Bauteilzarge ohne Einsatz des Faltenhalters insbesondere im gekrümmten Bereich des Bauteils zu extremer Faltenbildung. In den geraden Bauteilbereichen waren keine Falten festzustellen.

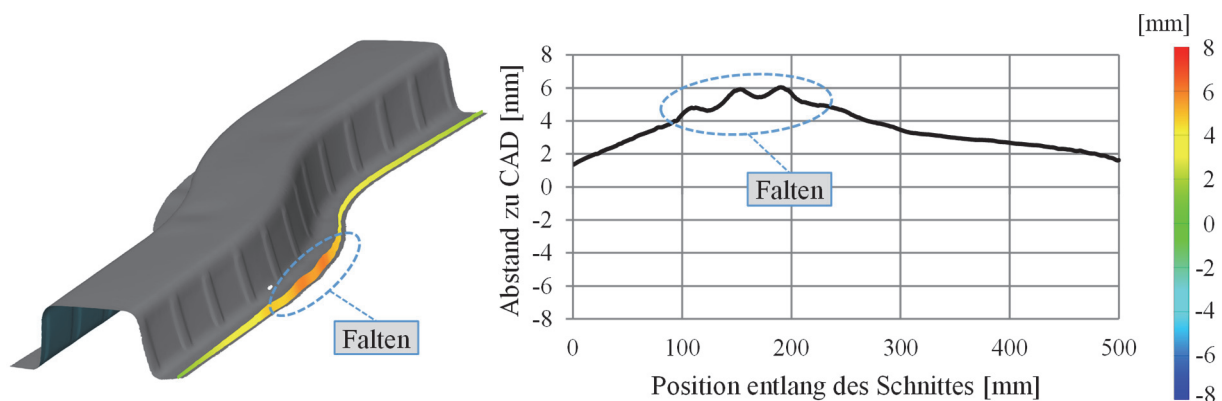


Abbildung 8-14: Faltenbildung im Flanschbereich nach dem Nachformen ohne Faltenhalter (Werkstoff: DP 980, $s_0=0,97$ mm)

Beim Vergleich dieser experimentellen Ergebnisse mit den in Abbildung 8-10 dargestellten Simulationsergebnissen kann eine gute Übereinstimmung festgestellt werden. Diesbezüglich kann festgehalten werden, dass die Stelle der potentiellen Faltenbildung auf dem Bauteil mit Hilfe der Simulation recht gut vorhergesagt wurde.

Um solche Faltenbildung zu vermeiden, wurde bei der weiteren Versuchsdurchführung der Blechhalter in der Nachformstufe (der eigentlich beim Nachformen die Funktion des Faltenhalters übernimmt) aktiviert. Die minimale Faltenhalterkraft wurde zuvor simulativ ermittelt und betrug 200 kN (siehe Unterkapitel 8.3.1). Nach dem erfolgten Nachformen mit dem Einsatz des Faltenhalters waren im Flanschbereich des Bauteils keine Falten mehr zu erkennen.

Des Weiteren wurden die in dieser Weise nachgeformten Bauteile nach der gleichen Prozedur wie bei den tiefgezogenen Bauteilen mit Hilfe des Messsystems GOM ATOS 5M digitalisiert. Mit den hierbei digitalisierten Außenflächen der Bauteile wurden die Simulationsergebnisse verglichen. Um dabei einen entsprechenden und objektiven Vergleich zwischen Simulations-

und Versuchsergebnissen gewährleisten zu können, musste, wie bereits erwähnt, die mittels Simulation berechnete, rückgefederte Bauteilfläche um die Hälfte der Blechdicke nach außen verschoben werden. Dieser Schritt erfolgte mit Hilfe der Software Catia V5. Nach dem Offset bzw. dieser Verschiebung der Bauteilfläche wurden erneut STL-Daten generiert, welche folglich für den Vergleich mit den digitalisierten Flächen der Realbauteile verwendet werden konnten.

Der Vergleich erfolgte mit Hilfe der Software GOM Inspect 2018. In Abbildung 8-15 ist der Unterschied bzw. die Abweichung zwischen der simulativ und experimentell ermittelten Bauteilfläche dargestellt. Dabei ist erkennbar, dass eine relativ hohe Vorhersagegenauigkeit der Simulation auch im Falle der nachgeformten Bauteilgeometrie erzielt werden konnte. Die größte Abweichung wurde dabei im Flanschbereich festgestellt und betrug + 1,57 mm. Im Zargenbereich lagen die Abweichungen hauptsächlich im Bereich von $\pm 0,5$ mm, abgesehen von Auffederungseffekten am offenen Kopf des Profils (+1,16 mm).

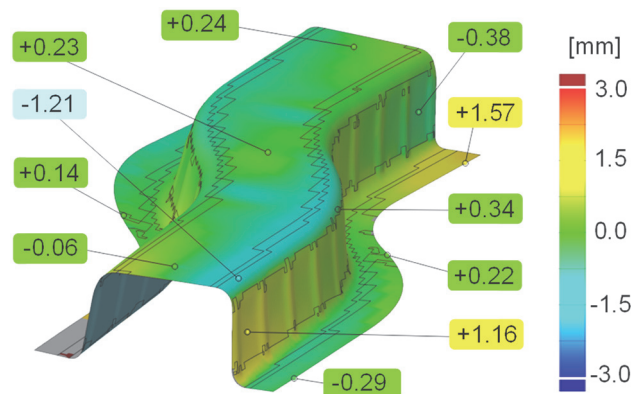


Abbildung 8-15: Maximale Abweichungen zwischen den Simulations- und Versuchsergebnissen nach dem Nachformen; Werkstoff DP 980, Blechdicke 0,97 mm

8.3.2 Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge nach innen

In Ergänzung zu den im vorherigen Kapitel ausgeführten simulativen Untersuchungen zum Nachformen der Bauteilzarge nach außen wurden auch die Möglichkeiten zur Reduzierung der Rückfederung durch das Nachformen der Bauteilzarge nach innen simulativ untersucht. Der Grundgedanke hierbei stellte dar, die auf der Bauteilinnenseite nach dem Tiefziehen wirkenden Druckspannungen mit Zugspannungen und die auf der Bauteilaußenseite wirkenden Zugspannungen mit Druckspannungen zu überlagern. In diesem Fall wurden, angelehnt an die im vorherigen Unterkapitel (8.3.1) festgelegte Geometrie und Anordnung der Sicken, die entsprechenden Verprägungen nach innen mit einem Abstand von 40 mm zueinander modelliert. Die scharfen Kanten der Verprägungen wurden mit einem Radius von 3,0 mm abgerundet.

Die ersten Simulationsergebnisse mit einer solchen Geometrie der Verprägungen zeigten, dass die Matrize im Fall des Nachformens mit einer konstanten Prägetiefe nicht wie gewünscht das Bauteil im Zargen-, sondern erst im oberen Radiusbereich berührt, was mit höherer Wahrscheinlichkeit zum Versagen des Bauteils führen würde. Um ein Versagen des Bauteils während des Nachformens zu vermeiden, wurde die Geometrie dieser Verprägungen etwas modifiziert. Dabei wurden die Verprägungen bezüglich der Zargenfläche um 1° nach innen geneigt, wobei die Sickenhöhe in Richtung des Bauteilbodens zunimmt. Zur Vermeidung von Rissen am Übergang zwischen dem Matrizenradius und der Zarge, mussten auch die Verprägungen konisch um 10° in Breitenrichtung modelliert werden, wie in Abbildung 8-16 dargestellt.

Mit der auf diese Weise gestalteten Geometrie der Verprägungen wurde weiterhin der Einfluss der Prägetiefe auf die Rückfederung des Bauteils simulativ untersucht. Dabei wurden drei Prägetiefen 0,5 mm, 0,75 mm und 1,0 mm berücksichtigt. Diese drei Werte beziehen sich auf die Prägetiefe im oberen Bereich der Zarge bzw. an deren Übergang zum oberen Bauteilradius, da die Flächen der Verprägungen um 1° relativ zu der Zargenfläche geneigt wurden und dadurch die Tiefe der Verprägung variiert.

Darüber hinaus wurden die Simulationen mit dieser Geometrie der Verprägungen für das Nachformen der Bauteilzarge aufgebaut und durchgeführt. Hierbei wurde ebenfalls der Werkstoff DP 980 mit einer Blechdicke von 0,97 mm verwendet. Der Prozessablauf und die Geometrien der Werkzeugwirkflächen sind in Abbildung 8-16 dargestellt. Hierbei wurde eine nach dem Tiefziehen entlastete bzw. rückgefederte Bauteilgeometrie unter Berücksichtigung ihrer Umformhistorie in die Simulationssoftware eingelesen und anschließend relativ zu den entsprechend vernetzten Werkzeugwirkflächen im Kalibrierwerkzeug positioniert. Wie zuvor wurde hier auch ein Faltenhalter verwendet, welcher zur Vermeidung der Faltenbildung im Bauteilflansch diente.

Beim Nachformen wird das nach dem Tiefziehen entlastete Bauteil zunächst auf dem Stempel aufgelegt und die Matrize anschließend von oben abgesenkt. Auf diese Weise werden die aufgefederten Bauteilzargen nach dem ersten Kontakt zur Stempelseite hin nach innen gedrückt. Beim Kontakt der Matrize mit dem Bauteil im Flanschbereich wird durch den Faltenhalter eine Haltekraft von 200 kN aufgebracht. Danach fährt die Matrize zusammen mit dem Bauteil und dem Faltenhalter nach unten, wobei während der letzten 15 mm des Stößelhubes die modellierten keilförmigen Sicken in der Bauteilzarge eingebracht werden. Am Ende des Umformvorganges fährt die Matrize wieder aufwärts und das fertige Bauteil wird mittels Faltenhalter aus dem Werkzeug ausgeworfen.

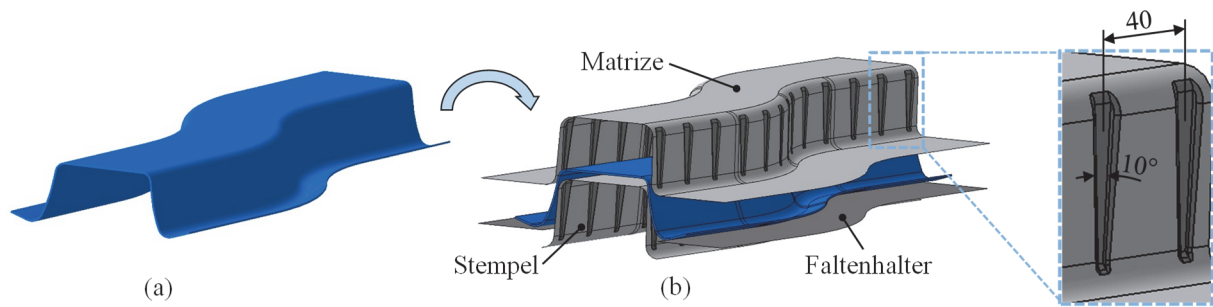


Abbildung 8-16: Nachformen der Bauteilzarge nach innen; (a) Bauteil nach der ersten Umformstufe, (b) Werkzeugflächen für das Nachformen; Werkstoff DP 980, $s_0=0,97$ mm

Nach der numerischen Berechnung dieses Nachformprozesses wurden die zu Prozeßende im Bauteil wirkenden Spannungen (in Meridianrichtung) analysiert. Dabei wurde deutlich, dass entlang des Bauteils in den Zargenbereichen ortsvergleichbare Spannungsverteilungen wirkten. Aus diesem Grund wurden die Spannungen in zwei im Bauteilquerschnitt definierten Schnitten ausgewertet (siehe Abbildung 8-17). Der erste Schnitt wurde in der Mitte einer Sicke und der zweite Schnitt zwischen zwei nebeneinanderliegenden Sicken positioniert. In Abbildung 8-17 sind die Spannungsverteilungen (in Meridianrichtung) über die Blechdicke, die durch das Nachformen der Bauteilzarge um 1 mm nach innen erzeugt wurden, dargestellt. Diese wurden anschließend im unteren, mittleren und oberen Bereich der Bauteilzarge (Punkte I, II und III) ausgewertet.

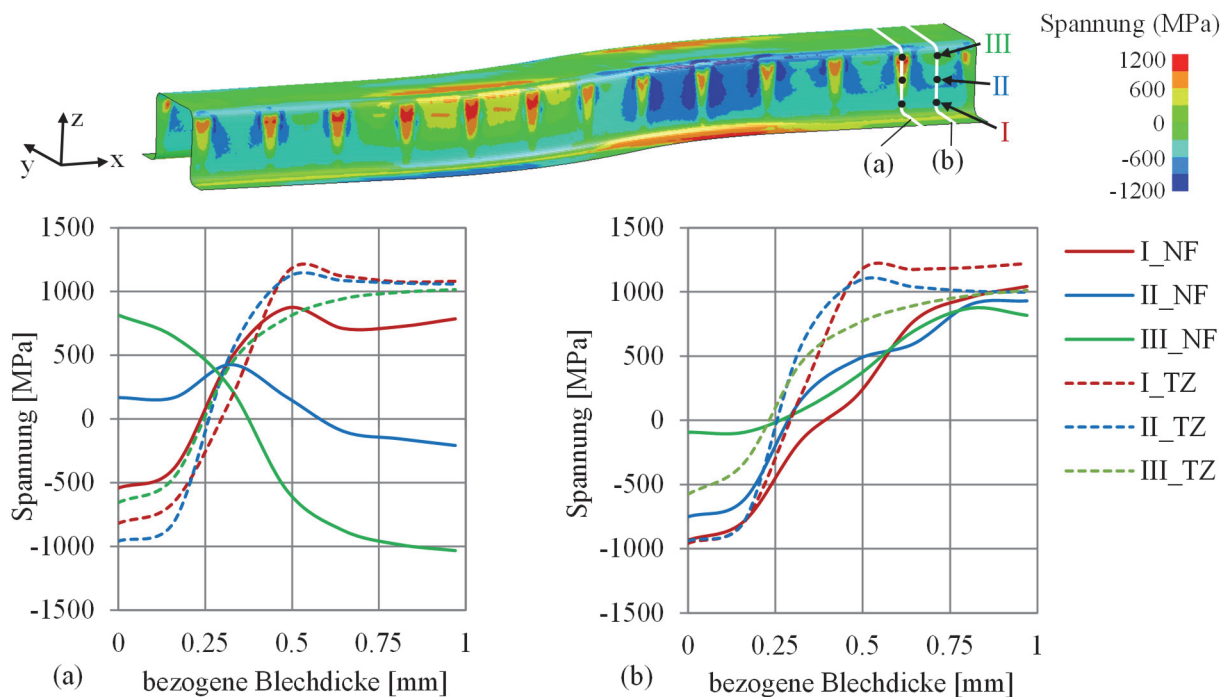


Abbildung 8-17: Vergleich des Spannungsverlaufs in Meridianrichtung nach dem Nachformen der Bauteilzarge (durchgezogene Linie) und dem Tiefziehen (gestrichelte Linie); (a) für den Schnitt in der Mitte der Sicke und (b) für den Schnitt zwischen zwei Sicken, 25 mm entfernt vom Bauteilende

Bei der Betrachtung der Ergebnisse, welche auf dem Schnitt (s.o.) ausgewertet wurden, kann im Vergleich zum Nachformen der Bauteilzarge nach außen ein unterschiedlicher Trend erkannt werden. Durch das Nachformen nach innen erfolgt im größeren Teil der Bauteilzarge eine deutliche Spannungsüberlagerung über die Blechdicke, die in diesem Fall durch eine zusätzliche plastische Dehnung an der Stelle der Verprägung verursacht wurde. Dabei wurden die nach dem Tiefziehen auf der inneren Seite des betrachteten Bauteilzargenbereiches wirkenden ausgeprägten Druckspannungen mit Zugspannungen überlagert. Dieser Effekt ist insbesondere im oberen Bereich der Bauteilzarge sichtbar. In diesem Bereich wirken am Ende des Nachformens der Bauteilzarge nach innen auf der Bauteilinnenseite Zugspannungen bzw. auf der Bauteilaußenseite ausgeprägte Druckspannungen. Bei der Sickenntiefe von 1,0 mm beträgt die Spannung am Ende des Umformvorganges auf der Bauteilinnenseite z. B. 814 MPa (Zug) und auf der Bauteilaußenseite -1032 MPa (Druck).

In Richtung des Bauteilflansches stellt sich diese Spannungsüberlagerung immer weniger ausgeprägt dar. Im mittleren Bereich der Bauteilzarge werden die nach dem Tiefziehen über die Blechdicke wirkenden Spannungen zwar ebenfalls mit Spannungen mit entgegengesetzten Vorzeichen überlagert, jedoch in geringerem Maße. Am Ende des Nachformens sind hier auf der Bauteilinnenseite lediglich Zugspannungen von 168 MPa bzw. auf der Bauteilaußenseite Druckspannungen von lediglich -206 MPa wirksam.

Dieser insbesondere im oberen Bereich der Bauteilzarge bzw. am Übergang von der Zarge zum oberen Bauteilradius ausgeprägte Effekt der Spannungsüberlagerung kann dadurch erklärt werden, dass mittels des Prägens nach innen die äußeren Bauteilvolumina gestaucht und dementsprechend die inneren Bauteilvolumina an der gleichen Stelle gedehnt werden. Durch das auf der Bauteilaußenseite auftretende Stauchen werden die wirkenden Spannungen mit Druckspannungen überlagert. Gleichzeitig werden die Bauteilfasern bzw. -volumina an derselben Stelle auf der Bauteilinnenseite gelängt, wobei die durch das Tiefziehen verursachten Spannungen mit Zugspannungen überlagert werden.

Ein ähnlicher Spannungsverlauf ist im unteren Bereich der Bauteilzarge sowohl an der Stelle der Verprägung als auch nach dem Tiefziehen zu erkennen. Dabei ist die über die Blechdicke wirksame Spannungsdifferenz im Vergleich zum Tiefziehen um etwa 852 MPa reduziert, was auch eine Reduktion der Rückfederung zur Folge hat. Eine weitere Erklärung für die auftretende Spannungsüberlagerung stellt die lokale Reduzierung des Bauteilquerschnittes dar. Das bedeutet, dass mittels des Prägens der Bauteilzarge nach innen der Bauteil- bzw. Profilquerschnitt gegenüber dem beim Tiefziehen erzeugten Bauteilquerschnitt relativ verkleinert wird. Dadurch werden entlang der Bauteilquerschnitte ausgeprägte Druckspannungen eingebracht, die zu einer mehr oder weniger starken Überlagerung der zuvor wirkenden Spannungen im Bauteil führen.

Diesbezüglich ist anzunehmen, dass eine solche lokale Spannungsüberlagerung ebenfalls eine Verringerung der Bauteilformabweichungen bewirkt.

Der Auswertungsschnitt, der zwischen zwei nebeneinander positionierten Sicken liegt, zeigt entlang der Bauteilzarge einen ähnlichen Spannungsverlauf wie derjenige, der nach dem Tiefziehen ermittelt wurde, jedoch mit verringerter Spannungsdifferenz zwischen äußerer und innerer Bauteilseite. Zum einen kann diese reduzierte Spannungsdifferenz durch die Spannungsrelaxation, die während der Bauteilentlastung nach dem Tiefziehen entsteht, erklärt werden. Zum anderen ist anzunehmen, dass durch das Einbringen der Sicken in der Bauteilzarge nach innen die Druckspannungen in die von den Verprägungen relativ weiter entfernter Zargenbereiche in geringerem Maße übertragen werden. Durch das Nachformen der Bauteilzarge nach innen wurde sowohl die Winkeländerung als auch die Zargenkrümmung wesentlich reduziert (Abbildung 8-18).

Durch die zur Bauteilzarge relativ etwas schräg ausgerichteten Sicken mit einer Tiefe von 1,0 mm (am Übergang der Zarge zum oberen Bauteilradius gemessen) kann die Winkeländerung im Vergleich zum Tiefziehen um bis zu 50 % reduziert werden (Abbildung 8-18a). Die kleinste Winkeländerung wurde in den Schnitten 1 und 3 auf der rechten Seite ausgewertet und betrug in beiden Fällen 6,2°.

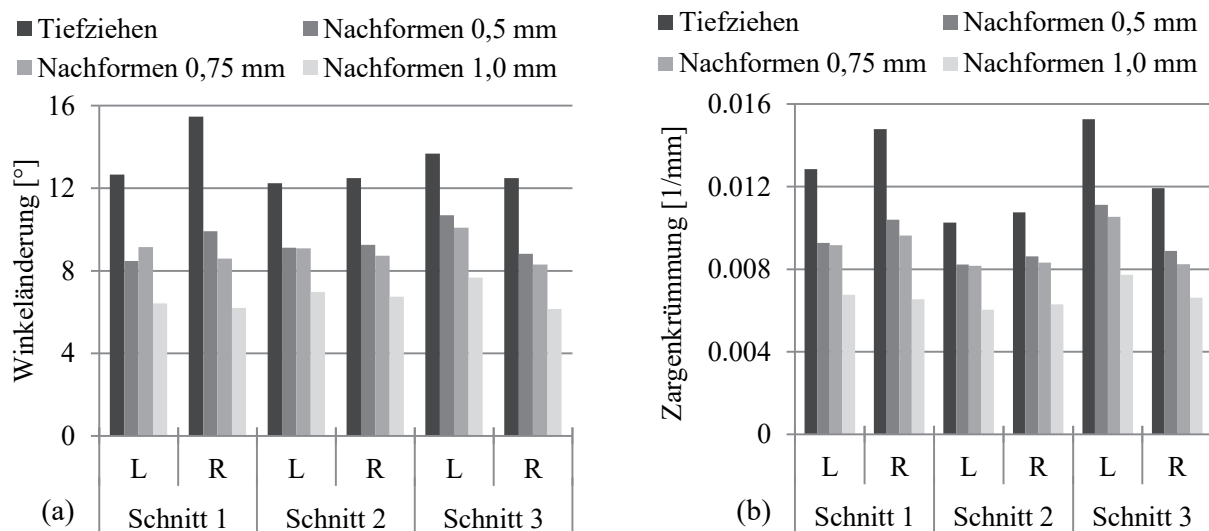


Abbildung 8-18: Rückfederung des S-Rails in Abhängigkeit von der Sickentiefe nach innen; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

Die Verwendung von noch tieferen Sicken zur weiteren Reduzierung der Zargenkrümmung und Winkeländerung war in diesem Fall nicht möglich, da dies zur Gefahr von Rissbildungen führen würde. Diesbezüglich kann festgehalten werden, dass das Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge in einer Nachformoperation durch das Umformvermögen des verwendeten Stahlblechs begrenzt wird.

8.4 Nachformen der Bauteilzarge und Kalibrieren der Bauteilradien

Anhand der bisher erzielten Ergebnisse lässt sich einerseits feststellen, dass mittels des Kalibrierens der Bauteilradien die Winkeländerung in zurückgefederten Bauteilen relativ stark reduziert werden kann. Dieser Ansatz trägt jedoch zu keiner weiteren Reduzierung der Zargenkrümmung bei, weil die wirkende Spannungsverteilung im Zargenbereich dadurch nicht beeinflusst wird. Andererseits kann die Zargenkrümmung durch Spannungsüberlagerung mittels entweder zusätzlicher Streckziehbelastung der Bauteilzarge oder durch das Einbringen von Sicken nach außen oder innen reduziert werden. Weiterhin ist anzumerken, dass die nach der Rückfederung auftretende Öffnung des Profilquerschnittes bzw. die Winkeländerung der Zarge direkt von der Zargenkrümmung abhängt. Das bedeutet, dass eine Reduzierung der Zargenkrümmung auch zu einer Verringerung der Winkeländerung beiträgt.

Mit dem Ziel der Reduzierung sowohl der Winkeländerung als auch der Zargenkrümmung wurde der Ansatz des gleichzeitigen Kalibrierens der Bauteilradien und des Nachformens der Bauteilzarge untersucht. Zu diesem Zweck wurden die entsprechenden Werkzeugwirkflächen gemäß der zuvor festgelegten Werkzeuggeometrien beider einzelnen Ansätze (siehe Unterkapitel 8.2 und 8.3.2) mit CAD modelliert und anschließend in die Simulationsumgebung implementiert. Die Simulation wurde analog zu dem bereits beschriebenen Vorgehen unter Berücksichtigung des Faltenhalters aufgebaut (siehe Unterkapitel 8.3.1).

Darüber hinaus wurden die Werkzeugwirkflächen hinsichtlich der kleinstmöglichen Radien sowie geeigneter Verprägungsgeometrien schrittweise verbessert. Diesbezüglich wurde festgestellt, dass der kleinstmögliche Radius, der am Übergang von der Bauteilzarge zum Boden beim Nachformen ohne ein Versagen des Werkstoffs eingesetzt werden kann, 4,2 mm beträgt. Die Sickengeometrie entsprach dabei der im vorherigen Unterkapitel festgelegten Form mit einer Tiefe von 1,0 mm. In Abbildung 8-19 sind das nach dem Tiefziehen entlastete Bauteil sowie die festgelegten Werkzeugwirkflächen für das Nachformen der Bauteilzarge und Kalibrieren der Bauteilradien in einer Stufe dargestellt.

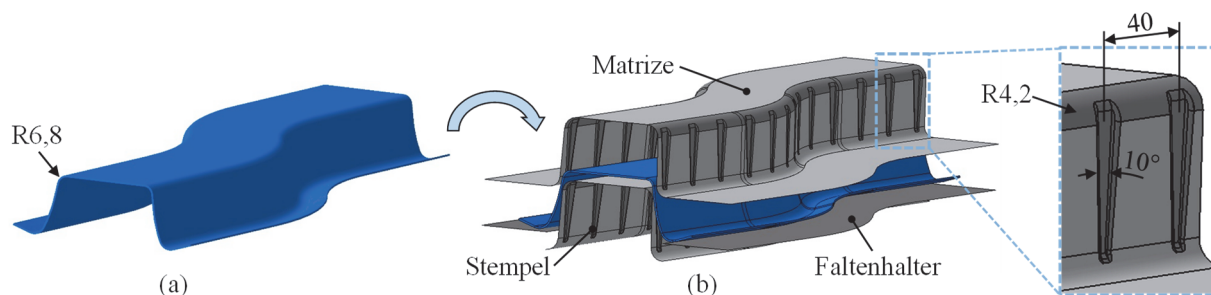


Abbildung 8-19: Gleichzeitiges Nachformen der Bauteilzarge und der Bauteilradien im selben Werkzeug; (a) Bauteil nach der ersten Umformstufe (entlastet), (b) schematische Darstellung der Werkzeugflächen für die Nachformstufe

In Abbildung 8-20 sind die Ergebnisse bezüglich der erzielten Winkeländerungen und der Zargenkrümmungen nach dem gleichzeitigen Nachformen der Bauteilzarge und Kalibrieren der Bauteilradien in einer Umformstufe dargestellt.

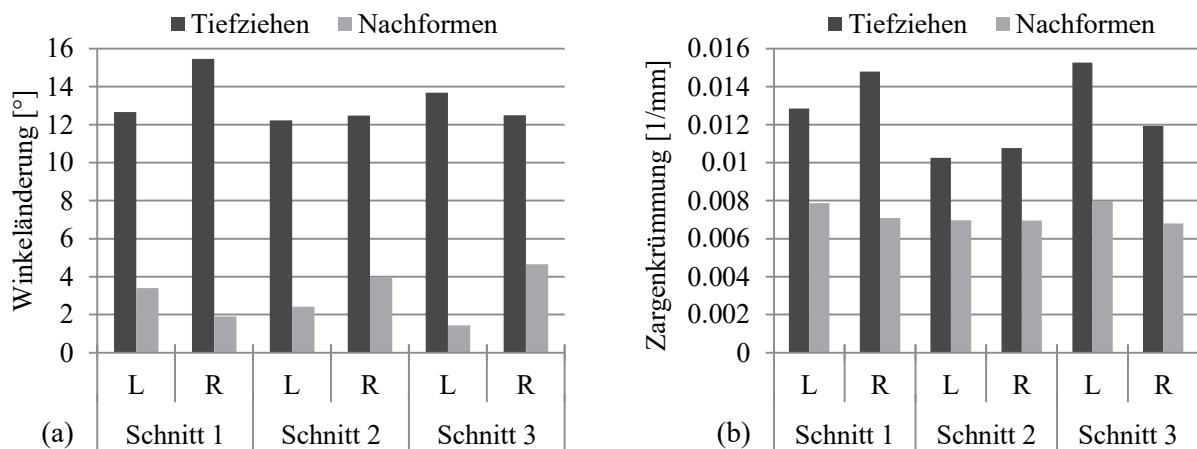


Abbildung 8-20: Rückfederung nach dem gleichzeitigen Nachformen der Bauteilzarge und Kalibrieren der Übergangsradien; (a) Winkeländerung, (b) Zargenkrümmung

Dabei ist zu erkennen, dass insbesondere die Winkeländerung deutlich reduziert werden konnte. Die Winkeländerung wurde in allen Auswertungsschnitten um den durchschnittlichen Wert von $10,2^\circ$ reduziert. Weiterhin ist zu beachten, dass im Vergleich zum alleinigen Kalibrieren der Bauteilradien die Streuung der Ergebnisse bezüglich der Winkeländerung in der Betrachtung aller Auswertungsschnitte wesentlich reduziert wurde. Die hierbei erzielten Krümmungen der Bauteilzarge zeigten sich gegenüber dem Tiefziehen als wesentlich geringer.

Allerdings konnte im Vergleich zu den Ergebnissen, die beim alleinigen Nachformen der Bauteilzarge nach innen erzielt wurden, keine weitere Reduzierung der Zargenkrümmung durch den gleichzeitigen Einsatz beider Maßnahmen erreicht werden.

8.5 Zurückdrücken einer tiefergezogenen Bauteilgeometrie

Das Zurückdrücken einer tiefergezogenen Bauteilgeometrie stellt eine weitere Möglichkeit dar, die Rückfederung des Bauteilquerschnittes zu reduzieren. Zur Untersuchung der Rückfederungseffekte mit diesem Ansatz wurden zunächst entsprechende Simulationen mit drei unterschiedlichen Ziehtiefen aufgebaut und durchgeführt. Dabei wurde das erste Bauteil um 1,0 mm in Bezug auf die erforderliche Bauteilgeometrie tiefergezogen. Das zweite und das dritte Bauteil wurden jeweils um 2,0 mm und 3,0 mm tiefergezogen. In diesen Rechnungen wurde der Werkstoff DP 980 mit einer Blechdicke von 0,97 mm verwendet.

Anschließend wurden diese tiefergezogenen Bauteile auf das erforderliche Maß zurückgedrückt. Dabei wurden die tiefergezogenen Bauteile auf dem Stempel des Werkzeugs für das Zurückdrücken entsprechend aufgelegt und nachgeformt, wie in Abbildung 8-21 dargestellt.

Für diesen Nachformvorgang wurde zunächst der Blechhalter geschlossen und eine definierte Blechhalterkraft im Bauteilflanschbereich aufgebracht, um eine Relativbewegung des Bauteilflansches zu erschweren. Danach erfolgte das Absenken der Matrize bis zum Kontakt des Bauteilbodens mit dem Stempel. In Abbildung 8-21 ist das Werkzeugkonzept schematisch dargestellt, welches in diesem Fall für das Zurückdrücken des Bauteilbodens eingesetzt wurde.

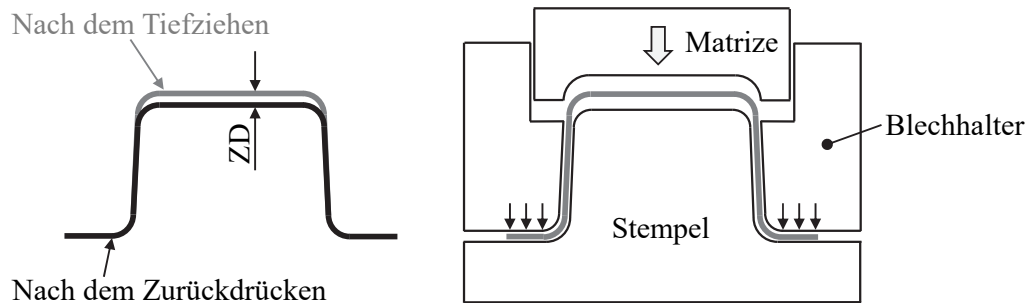


Abbildung 8-21: Ablauf des Zurückdrückens von Hutprofilen

Nach Durchführung der Simulationen wurden zunächst die am Ende dieses Umformvorganges in Meridianrichtung des Bauteils wirkenden Spannungen ausgewertet. Basierend auf den erzielten Ergebnissen konnte festgestellt werden, dass durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens die Spannungsdifferenzen über der Blechdicke im Zargenbereich merklich reduziert wurden. Um den Einfluss dieses Ansatzes auf die Spannungsüberlagerung in der Bauteilzarge zu veranschaulichen, wurden Werte der Spannung (in Meridianrichtung) im oberen, mittleren und unteren Bereich der Zarge in Abbildung 8-22 dargestellt. Dabei erfolgte die Auswertung der Spannungen in einem Schnitt, der sich in einem Abstand von 25 mm vom Ende des Bauteils entfernt befindet. Mit den gestrichelten Linien im Diagramm wurden die am Ende des Tiefziehvorganges wirkenden Spannungen dargestellt. Die durchgezogenen Linien zeigen die wirkenden Spannungen an den gleichen Auswertungspunkten nach dem Zurückdrücken des Bauteilbodens.

Dabei ist ersichtlich, dass durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens um etwa 1 mm eine wesentliche Reduzierung der Spannungsdifferenz zwischen der inneren und äußeren Seite der Bauteilzarge erzielt werden konnte (Abbildung 8-22a). Am Ende des Umformvorganges wurden im Zargenbereich an der Bauteilinnenseite geringe Druckspannungen (- 45 bis - 426 MPa) und auf der Bauteilaußenseite, absolut betrachtet, vergleichbar große Zugspannungen (181 MPa bis 448 MPa) ermittelt. Durch weiteres Zurückdrücken (z.B. 2 mm und 3 mm) konnte im Vergleich zum Zurückdrücken um 1 mm keine weitere Reduzierung der Spannungsdifferenz im oberen und mittleren Bereich der Zarge erzielt werden. Im unteren Bereich der Bauteilzarge, nahe am Übergang zum Matrizenradius, wurde durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens um 2 mm bzw. 3 mm jedoch eine nahezu vollständige Überlagerung der über der Blechdicke in Meridianrichtung wirkenden Spannungen erreicht.

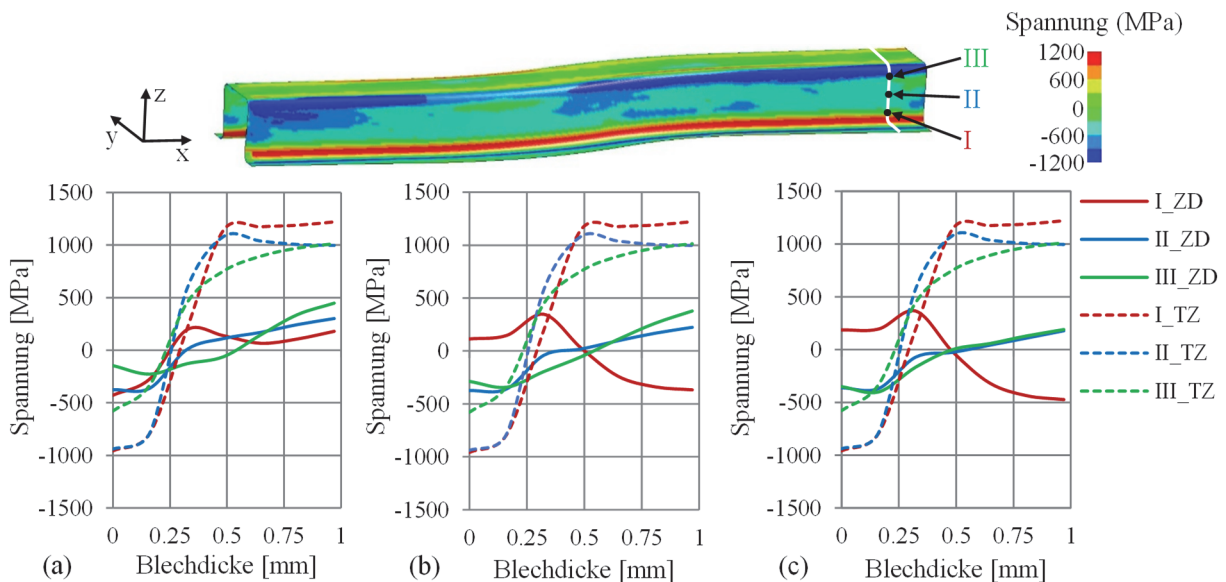


Abbildung 8-22: Spannungsverlauf über der Blechdicke in Meridianrichtung nach dem Zurückdrücken (ZD) des Bauteilbodens (durchgezogene Linie) um (a) 1 mm, (b) 2 mm und (c) 3 mm; (gestrichelte Linie – Spannungsverlauf nach dem Tiefziehen (TZ))

Dieser Effekt lässt sich dadurch erklären, dass beim Zurückdrücken des Bauteilbodens die Bauteilzarge in den Matrizenradius einläuft, wobei am Übergang von der Zarge zum unteren Bauteilradius ein Biegemoment generiert wird. Aufgrund dieses Momentes werden die inneren Bauteilfaser- bzw. die inneren Bauteilvolumina im unteren Bereich der Zarge gedehnt und die äußeren Bauteilvolumina gestaucht. Somit wurden die nach dem Tiefziehen im unteren Bereich der Zarge auf der inneren Seite wirkenden Druckspannungen mit Zugspannungen und dementsprechend auf der Bauteilaußenseite die Zugspannungen mit Druckspannungen überlagert. Diese durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens in der Zarge verursachte Spannungsüberlagerung führte zu einer signifikanten Reduzierung der Rückfederung (Abbildung 8-23). Dabei war zu erkennen, dass sowohl die Winkeländerung als auch die Zargenkrümmung reduziert wurden. Nach dem Zurückdrücken des Bauteilbodens um 1 mm konnte die Winkeländerung um den durchschnittlichen Wert von 6° verringert werden, was einer Abnahme von ca. 50 % entspricht.

Bei einem weiteren Zurückdrücken des Bauteilbodens um 2 mm bzw. 3 mm konnte gegenüber dem Zurückdrücken um 1 mm nur eine geringe weitere Reduzierung der Winkeländerung erzielt werden. Bei der Betrachtung der hierbei erzielten Ergebnisse hinsichtlich der Zargenkrümmung konnte ein zur Winkeländerung vergleichbarer Trend erkannt werden. Nach dem Zurückdrücken des Bauteilbodens um 1 mm wurde die Zargenkrümmung im Vergleich zum Tiefziehen um etwa 63 % reduziert. Eine weitere Steigerung der Höhe beim Zurückdrücken des Bauteilbodens führte jedoch zu keiner weiteren Senkung der Zargenkrümmung.

Abbildung 8-23b zeigt den Vergleich der Bauteilprofilquerschnitte, welche nach dem Tiefziehen und dem Zurückdrücken einer um 3 mm tiefer gezogenen Bauteilgeometrie ermittelt wurden. Dabei ist erkennbar, dass der Bauteilprofilquerschnitt nach dem Zurückdrücken des Bodens auf die erforderliche Bauteilhöhe wesentlich geringere Abweichungen zur Referenzgeometrie aufweist als nach dem alleinigen Tiefziehen.

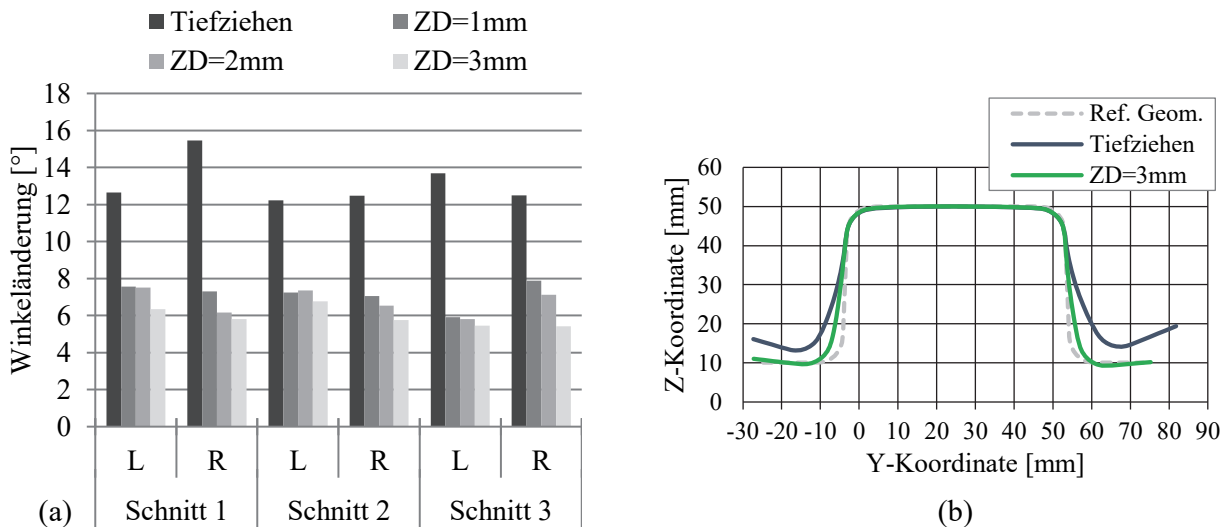


Abbildung 8-23: Rückfederung nach dem Zurückdrücken des Bauteilbodens; (a) Winkeländerung, (b) Vergleich der Profilkonturen nach dem Tiefziehen und dem Zurückdrücken

8.6 Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf

8.6.1 Grundidee / Effekte

Die bisher in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich des Rückfederungsverhaltens deuten darauf hin, dass die höchsten Formabweichungen des Profils in Quer- und oftmals auch in Längsrichtung, welche nach dem Entlasten des umgeformten Bauteils entstehen, hauptsächlich von der Zargenkrümmung verursacht werden.

Da die beim Umformen im Bauteilquerschnitt initiierten Biegespannungen die Hauptursache für die Entstehung der Zargenkrümmung darstellen, wurde hierbei versucht, durch den Ansatz des wechselseitigen Platineneinlaufs während des Tiefziehens die Entstehung der Biegespannungen während der Formerzeugung gezielt zu steuern. Der Begriff „wechselseitiger Platineneinlauf“ erläutert die Tatsache, dass der Einlauf des Ziehflansches nicht symmetrisch, sondern durch seitenweise unterschiedlich hohe Blechhalterkräfte wechselseitig während des Ziehvorganges erfolgt. Aus diesem Grund wird beim Ziehen eines Trägerbauteils der Platineneinlauf Phasenweise nur von einer Seite ermöglicht, während der Einlauf auf der gegenüberliegenden Seite der Platine in dieser Phase gleichzeitig unterbunden wird. Der Grundgedanke dabei war, dass aufgrund des wechselseitigen Einlaufes der Platine jene Werkstückbereiche, welche während eines solchen Umformvorganges in Kontakt mit dem Stempelradius kommen, einem

mehrmaligen Biegen unterzogen werden. Dabei werden die beim ersten Biegen über die Blechdicke (in Meridianrichtung) initiierten Spannungen durch das folgende Rückbiegen erneut Biegespannungen in gleicher Höhe überlagert, was sich positiv hinsichtlich der final auftretenden Bauteilformabweichungen auswirken soll. Das Verfahrenskonzept des zweistufigen Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf ist in Abbildung 8-24 schematisch dargestellt.

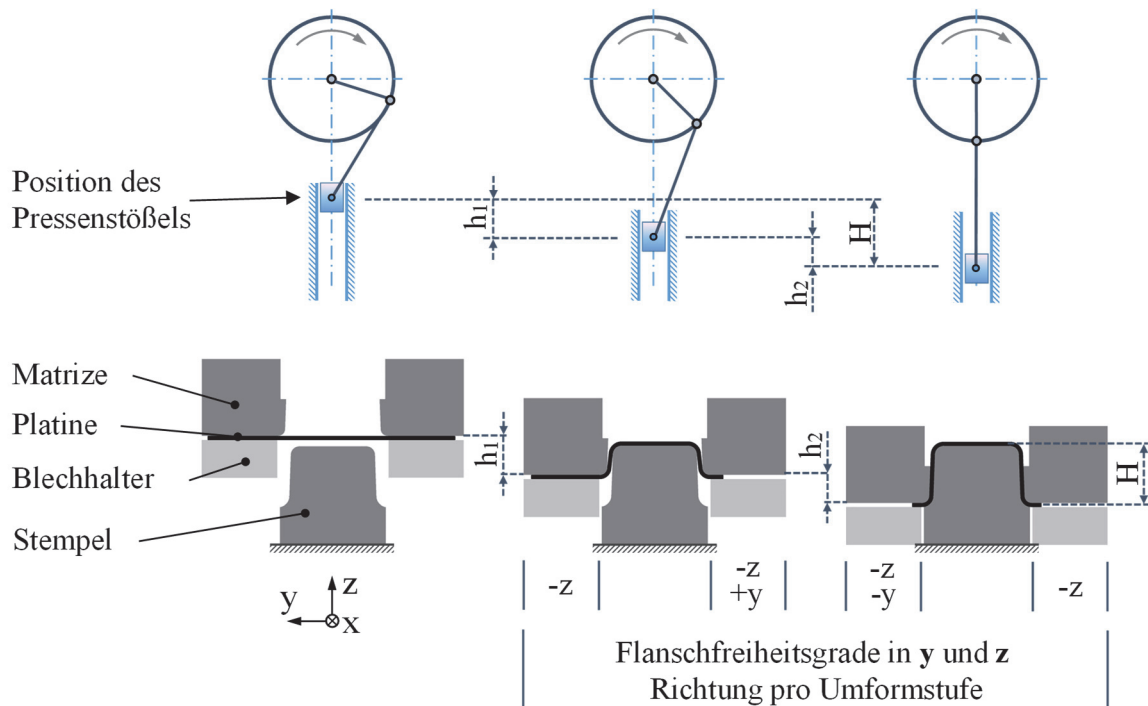


Abbildung 8-24: Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf – Verfahrenskonzept [Rad19]

Wie in Abbildung 8-24 dargestellt, läuft die Platine bei diesem Verfahren bis zu einer bestimmten Ziehtiefe (beim zweistufigen Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf bis zu etwa der Hälfte der gesamten Ziehtiefe) nur von einer Seite ein. Nach dem Erreichen der ersten Ziehtiefe wird die Seite des Platinenkanteneinlaufes gewechselt. Der in diesem Fall notwendige einseitige Einlauf der Platine wird durch die auf den zueinander gegenüberliegenden Platinenseiten unterschiedlich hoch applizierten Rückhaltekräfte realisiert. Wie bereits erwähnt, werden durch den wechselseitigen Platineneinlauf während des Ziehens des Trägerbauteils über beiden Stempelradien mehrmalige Biege- und Rückbiegeprozesse initiiert. Dabei ist anzunehmen, dass solche Biege- und Rückbiegeeffekte der Platine auch zur Überlagerung der über die Blechdicke wirkenden Biegespannungen führen.

Zum Zweck der Analyse solcher Effekte wurde zunächst am Beispiel eines einfachen Hutprofils die Simulation für das Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes aufgebaut und durchgeführt. Dafür wurde der Werkstoff DP 980 mit einer Blechdicke von 0,97 mm verwendet. Um die Simulationszeit zu reduzieren, wurde von der im Kapitel 5 vorgestellten Bauteilgeometrie zunächst lediglich ein 100 mm langer geradliniger Abschnitt, wie in Abbildung 8-25 dargestellt, eingesetzt.

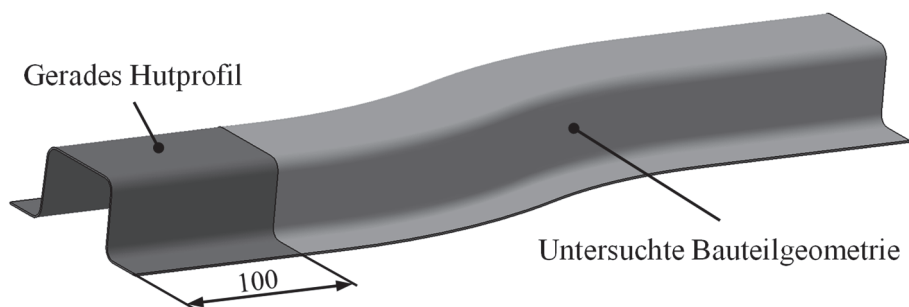


Abbildung 8-25: Gerades Hutprofil für simulative Untersuchungen des Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf

Die erste Ziehtiefe, die beim Simulationsaufbau vorgegeben werden musste, wurde analytisch aus der Längengleichheit des Profilquerschnittes und der Platinenbreite anhand der Gleichung (30) bestimmt. Abbildung 8-26 stellt den Querschnitt des Hutprofils nach jeder Umformstufe mit wichtigen geometrischen Abmessungen dar.

$$\begin{aligned}
 B = L - PE_L + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{H}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) \\
 - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{H}{\cos \alpha} \quad (30) \\
 - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + R - PE_R
 \end{aligned}$$

Dabei wurde angenommen, dass am Ende des Umformvorganges der realisierte Platineneinlauf auf beiden Seiten des Profils gleich groß ist ($PE_L = PE_R$). Die Probenbreite wurde bereits in Kapitel 5.1 bestimmt und beträgt $B = 160$ mm. Basierend auf der Platinenbreite und der Endgeometrie des Bauteils ergeben sich die geometrischen Größen L , M und R ($L = R = 44,25$ mm, $M = 43,6$ mm).

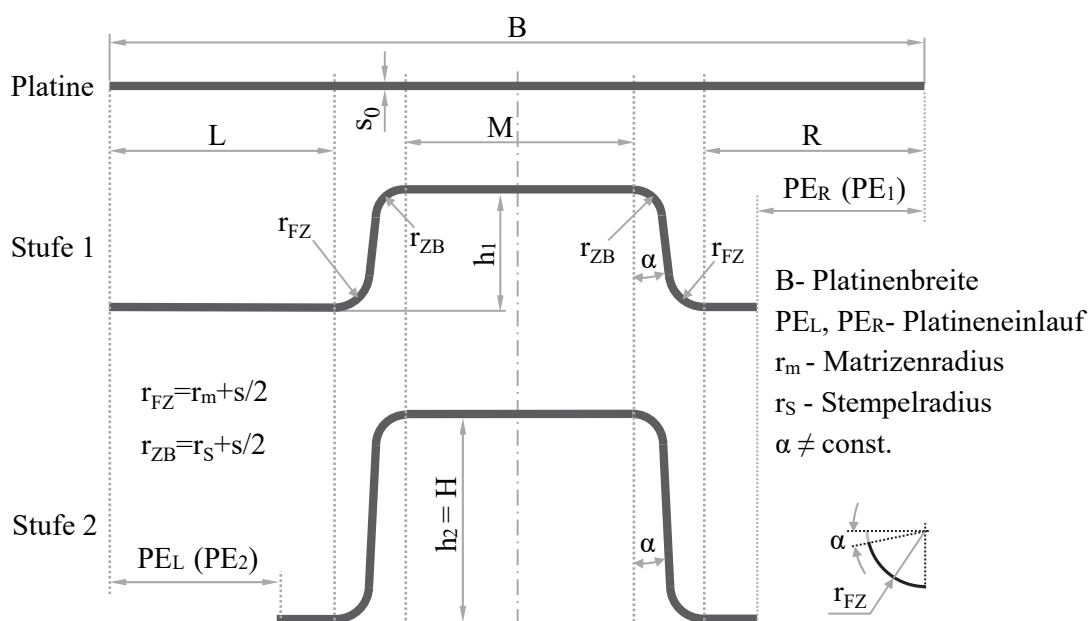


Abbildung 8-26: Profilquerschnitte mit den wesentlichen Abmessungen für das Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes

Hierbei ist ebenfalls ersichtlich, dass sich der Winkel der Zargenneigung α während des Ziehens ändert und am Ende des Umformvorganges den kleinsten Wert erreicht (bei $H = 40$ mm beträgt der Winkel $\alpha = 2,4^\circ$). Somit konnte für die Endziehtiefe von 40 mm der Platineneinlauf von beiden Seiten mit Hilfe der Gleichung (30) berechnet werden, und beträgt $PE_L = PE_R = 33,37$ mm.

Um die erforderliche erste Ziehtiefe berechnen zu können, musste der Winkel α zunächst vernachlässigt werden ($\alpha = 0^\circ$), da sonst eine Gleichung mit zwei unbekanntem Größen entstehen würde. Unter dieser Voraussetzung konnte die Ziehtiefe bestimmt werden und betrug $h_1 = 23,3$ mm. Anschließend konnte der Winkel der Zargenneigung für diese Ziehtiefe bestimmt werden und betrug hierbei $\alpha = 5,9^\circ$. Zur Überprüfung des Berechnungsfehlers aufgrund der Vernachlässigung des Winkels der Zargenneigung wurde folglich mit Hilfe der Gleichung (30) und den ermittelten Werten der Ziehtiefe und des Winkels α der Platineneinlauf in der ersten Stufe berechnet. Diese Berechnung ergab eine Abweichung zwischen den realisierten Platineneinläufen auf der linken und rechten Seite des Profils um etwa 0,04 mm, was eine vernachlässigbare Abweichung darstellt. Die vollständige Herleitung der geometrischen Zusammenhänge zur Berechnung der ersten Ziehtiefe h_1 beim Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes kann in Anhang 10.3.1 gefunden werden.

Basierend auf der untersuchten Bauteilgeometrie ist anzunehmen, dass diese Abweichung im Bereich der kleineren Ziehtiefen etwas höhere Werte aufweisen kann. In diesem Fall wäre es möglich, die Abweichung, die aufgrund der Vernachlässigung des Winkels der Zargenneigung auftritt, durch das Näherungsverfahren zu minimieren. Dabei werden die Werte der Ziehtiefe mit dem entsprechenden Winkel der Zargenneigung solange iterativ gesucht, bis die Differenz des Platineneinlaufs auf beiden Seiten des Bauteils vernachlässigbare Werte erreicht.

Wie in Abbildung 8-26 dargestellt, wurde der Platineneinlauf in der Simulation zunächst auf der rechten Seite ermöglicht und auf der gegenüberliegenden bzw. linken Seite unterbunden. Solch ein einseitiger Platineneinlauf wurde durch die Anwendung von unterschiedlich hohen Blechhalterkräften auf der linken und rechten Seite realisiert. Dabei wurde auf jener Platinenseite, die während des Tiefziehens einlaufen sollte, eine Blechhalterkraft von 50 kN appliziert. Um den Platineneinlauf auf der gegenüberliegenden Seite zu unterbinden, wurde die Blechhalterkraft auf dieser Seite auf 200 kN erhöht. Wie in Abbildung 8-26 zu sehen ist, entspricht die Ziehtiefe in der zweiten Stufe der Bauteilhöhe $H = 40$ mm bzw. seiner Endgeometrie. In dieser Stufe ist die Platine auf der linken Seite eingezogen worden.

Die Platine (mit Abmessungen 100x160 mm²) wurde mit Schalenelementen vernetzt, wobei in Blechdickenrichtung sieben Integrationspunkte definiert wurden. Nach dem Durchlauf der aufgebauten Simulationen wurden die Ergebnisse hinsichtlich der in Meridianrichtung wirkenden Spannung nach jeder Umformstufe ausgewertet und in Abbildung 8-27 farblich dargestellt.

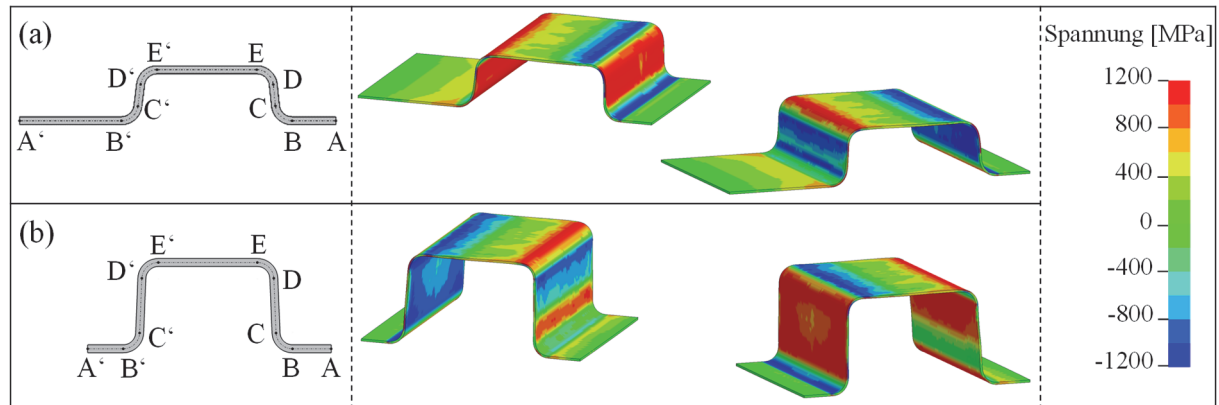


Abbildung 8-27: Spannungsverteilung (in Meridianrichtung) während des zweistufigen Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf; (a) nach der ersten Stufe und (b) nach der zweiten Stufe (rote Farbe stellt Zug-, blaue Farbe Druckspannungen dar)

Dabei wird deutlich, dass nach dem Erreichen der ersten Ziehtiefe im Flanschbereich A-B nur kleine Zugspannungen über die Blechdicke wirken. Weiterhin kommt es über dem Matrizenradius (Bereich B-C) zu einem Biegevorgang, wobei die Bauteilaußenseite durch Druck und analog dazu die Innenseite des Bauteils durch Zug belastet wird. Durch die weitere Umformung tritt am Auslauf des Matrizenradius bzw. am Übergang zwischen dem Matrizenradius und der Bauteilzarge (Punkt C) ein Rückbiegevorgang auf, wodurch die Druckspannungen, welche im Radiusbereich (B-C) auf der äußeren Seite wirksam waren, mit Zug- und die Zugspannungen auf der Innenseite mit Druckspannungen überlagert werden. Deswegen wirken dann in der gesamten Bauteilzarge auf der äußeren Seite Zug- und auf der inneren Seite Druckspannungen. Am Übergang der Bauteilzarge in den oberen Radius (Punkt D) wird das Blechbauteil nochmals gebogen, jedoch in die gleiche Richtung wie im Übergangspunkt C, sodass hier keine zusätzliche Spannungsüberlagerung stattfindet.

Eine weitere Spannungsüberlagerung erfolgt am Übergang zwischen dem Stempelradius und dem Bauteilboden (Punkt E). In diesem Punkt tritt ein erneutes Rückbiegen des Werkstücks auf, wobei die auf der äußeren Seite wirkenden Zugspannungen mit Druckspannungen und analog dazu die auf der inneren Seite wirkenden Druckspannungen mit Zugspannungen überlagert werden. Dadurch wirken am Ende der ersten Umformstufe im Bereich des Bauteilbodens, der im Laufe der Umformung sowohl über den Matrizen- als auch den Stempelradius gebogen bzw. rückgebogen wurde, Druckspannungen auf der äußeren Seite und Zugspannungen auf der inneren Seite. Im restlichen Bereich des Bauteilbodens wirken in der gesamten Blechdicke

Zugspannungen, deren Intensität von der Wirkung der Blechrückhaltung abhängig ist (Abbildung 8-27). Auf der linken Seite wird der über den Stempelradius gebogene Bereich der Platine in die Zarge eingezogen, wodurch die auf der äußeren Seite wirkenden Zugspannungen am Übergangspunkt D' mit Druckspannungen und dementsprechend die auf der inneren Seite wirkenden Druckspannungen mit Zugspannungen überlagert werden.

Nach dem Wechsel der Seite des Platineneinzuges in der zweiten Stufe wird die Bauteilzarge C'-D' auf der äußeren Seite mit Zug- und der inneren Seite mit Druckspannungen belastet. Am Übergang zwischen dem oberen Radius auf der linken Bauteilseite und den Boden (Punkt E') kommt es zum Rückbiegen, wobei die in der Zarge wirkenden Spannungen den Spannungen mit entgegengesetzten Vorzeichen überlagert werden. Dadurch tritt in der zweiten Stufe eine ähnliche Spannungsverteilung wie in der ersten Umformstufe auf, jedoch mit umgekehrter Orientierung.

Weiterhin wurde jener Bauteilbereich, der während der ersten Stufe über den Stempelradius auf der rechten Seite gebogen wurde, in der zweiten Stufe in die Zarge zurückgezogen, sodass am Übergangspunkt D wieder ein erneutes Rückbiegen dieser Zone erfolgt. Somit wirken am Ende des Umformvorganges in jenem Abschnitt der Bauteilzarge, welcher in der zweiten Stufe über dem Stempelradius rückgebogen wurde, auf der äußeren Seite Druck- und auf der inneren Seite Zugspannungen. Allerdings wirkt im unteren Bereich der Bauteilzarge die in der ersten Stufe verursachte Spannungsverteilung, d.h. auf der äußeren Seite Zug- und auf der inneren Seite Druckspannungen (siehe Abbildung 8-27b).

Es ist bereits bekannt, dass jene Teilvolumina, welche am Ende des Umformens mit Druck belastet waren, sich während der Entlastung ausdehnen und dementsprechend kontrahieren sich jene Teilvolumina, welche vorher mit Zug belastet waren. Diese Effekte führen zum Entstehen von Formabweichungen von der geforderten Bauteilgeometrie.

In Abbildung 8-28a ist der Querschnitt des entlasteten Bauteils dargestellt, welches nach der zuvor definierten Vorgehensweise mittels Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf umgeformt wurde. Dabei sind im Zargenbereich auf der rechten Bauteilseite relativ kleine Formabweichungen zu erkennen. Aufgrund der unterschiedlichen, beim Umformen verursachten Spannungsverteilung im oberen und unteren Teil der rechten Bauteilzarge tritt dort nach dem Rückfedern eine S-förmige Krümmung auf.

Am Ende des Umformvorganges wirkten in der oberen Hälfte auf der Außenseite der Bauteilzarge Druck- und auf der Innenseite Zugspannungen. Eine solche Spannungsverteilung führte in diesem Teil der Bauteilzarge zur Entstehung einer nach innen orientierten Krümmung. Aufgrund der umgekehrten Spannungsverteilung trat nach dem Entlasten in der unteren Hälfte

der Bauteilzarge eine nach außen orientierte Krümmung auf. Da die Außenseite der linken Bauteilzarge mit Zug- und analog dazu die innere Seite mit Druckspannungen belastet wurde, entstand nach der Entlastung eine einseitige Krümmung der Bauteilzarge (siehe Abbildung 8-28a).

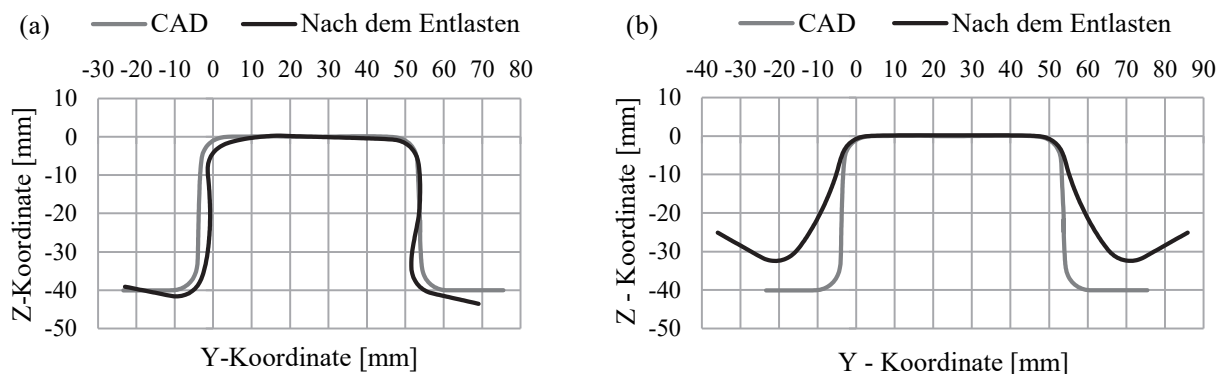


Abbildung 8-28: Vergleich der Bauteilquerschnitte nach dem (a) Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf und (b) konventionellen Tiefziehen

Aufgrund dieser beschriebenen Biege-/Rückbiegeeffekte und der dadurch auftretenden Zargenkrümmungen auf den gegenüberliegenden Seiten des Bauteils wurden unterschiedliche Abweichungen in den Flanschbereichen verursacht. Dabei führte die einseitige Zargenkrümmung auf der linken Seite des Bauteils zu einer Verschiebung des Flanschbereiches in Bezug auf die Referenzgeometrie nach oben. Jedoch verschiebt sich der Flanschbereich auf der rechten Bauteilseite, wie in Abbildung 8-28a dargestellt, hauptsächlich aufgrund der auftretenden S-förmigen Zargenkrümmung nach unten.

Um einen Überblick über die Vorteile des Ziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf hinsichtlich der auftretenden Rückfederung zu erhalten, wurde ebenfalls das konventionelle Tiefziehen mit anschließender Entlastung mit der gleichen Bauteilgeometrie simuliert. Beim Tiefziehen wurde eine Blechhalterkraft von 300 kN gleichmäßig auf beiden Seiten der Platine appliziert. Als Ergebnis einer solcher Simulation konnten nach der Rückfederung extrem hohe Bauteilformabweichungen festgestellt werden (Abbildung 8-28b).

Beim Vergleich solcher nach dem konventionellen Tiefziehen auftretenden rückgefederten Bauteilgeometrien mit den in Abbildung 8-28a dargestellten Bauteilquerschnittsabweichungen kann im Fall des Ziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf eine wesentlich reduzierte Rückfederung festgestellt werden. Hierbei ist anzunehmen, dass diese reduzierte Rückfederung aufgrund der Biege- und Rückbiegeeffekte entsteht, welche über die Stempelradien beim Ziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf auftreten. Durch solche Biege- und Rückbiegeeffekte werden die im ersten Schritt im Bauteil erzeugten Spannungen durch weitere Belastungen von Spannungen mit entgegengesetztem Vorzeichen überlagert. Dies führt ebenfalls dazu, dass die

Spannungsdifferenzen zwischen der inneren und der äußeren Blechseite zumindest teilweise spürbar kompensiert und damit einhergehend die Rückfederungsbeträge reduziert werden.

Wie bereits erwähnt, wurde die erste Ziehtiefe bei zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes auf Basis der Gleichheit der abgewickelten Profilquerschnittslänge und der Platinenbreite bestimmt. Jedoch wird in diesem Fall die Blechsausdünnung nicht berücksichtigt. Um einen Indikator hinsichtlich der hierbei auftretenden Blechsausdünnung und damit der Verlängerung der Profilquerschnittslinie zu erhalten, wurde experimentell ein Bauteil mit der zuvor beschriebenen Vorgehensweise umgeformt. Anschließend wurde das Bauteil mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS vollständig digitalisiert. Die Messung der Länge der Profilquerschnittslinie erfolgte mit Hilfe der Software GOM Inspect 2018. Dabei wurde eine Schnittlinie zwischen der digitalisierten Geometrie des Bauteils und der YZ-Ebene generiert, wie in Abbildung 8-29 dargestellt.

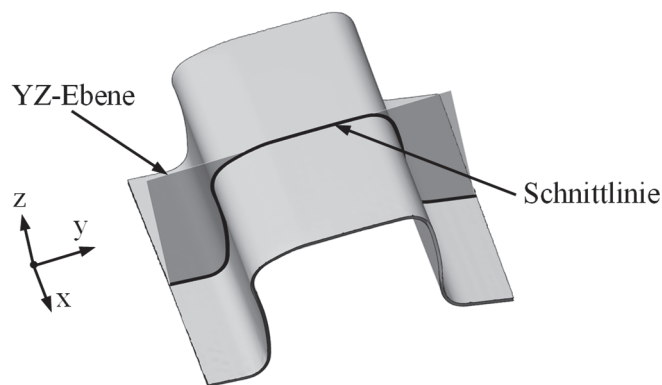


Abbildung 8-29: Definition der Schnittlinie zwischen der YZ-Ebene und der Bauteilaußenfläche

Danach wurde die abgewickelte Länge der Schnittlinie ausgewertet, die in diesem Fall eine Länge von 160,9 mm aufwies. Daraus ergibt sich eine Verlängerung der Profilquerschnittslinie in Bezug auf die ursprüngliche Platinenbreite um 0,6 %. In diesem Zusammenhang kann die Gleichung (30) mit zufriedenstellender Genauigkeit für die Bestimmung der Ziehtiefen beim Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf von Trägerbauteilen aus höchstfesten Stahlblechwerkstoffen verwendet werden.

8.6.2 Reduzierung der Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes durch zusätzliche Streckziehbelastung der Bauteilzarge

Wie bereits dargestellt, führt das zweimalige Wechseln des Platineneinlaufes während des Tiefziehens zu leicht erhöhter Formabweichung auf jene Bauteilseite, auf der der Platineneinlauf zuletzt realisiert wurde. Um sowohl auf dieser als auch auf der gegenüberliegenden Seite des Bauteils die nach dem zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes auftretenden Formabweichungen weiter reduzieren zu können, wurde für die letzten 5 mm der Ziehtiefe eine zusätzliche

Umformstufe eingeführt, in der die Bauteilzargen plastisch gereckt werden. Dabei wurde der Platineneinlauf auf beiden Flanschseiten des Bauteils ermöglicht und gleichzeitig eine relativ hohe Blechhalterkraft appliziert. Diesbezüglich ergab sich eine Ziehtiefe von 35 mm, während der die Seite des Platineneinlaufes zweimal gewechselt werden kann.

Die Prozesskinematik im Hinblick auf die Anzahl der Umformstufen und des realisierten Platineneinlaufes ist in Abbildung 8-30 dargestellt. Um hierbei gleich breite Bauteilflansche am Ende des Umformvorganges erreichen zu können, wurde mit Hilfe der Gleichung (30) und der zuvor beschriebenen Vorgehensweise die erste Ziehtiefe bestimmt (20,8 mm). Bis zu dieser Ziehtiefe wurde der Platineneinlauf nur von der rechten Seite realisiert und auf der linken Seite durch eine höhere Rückhalterkraft unterbunden.

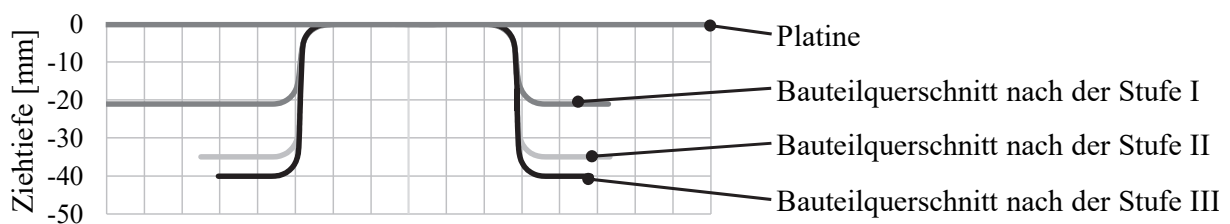


Abbildung 8-30: Bauteilquerschnitte während des Ziehens mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckziehbelastung der Bauteilzargen

In der zweiten Stufe wurde die Platine für die nächsten 14,2 mm ($h_2 = 35 - 20,8 = 14,2$ mm) von den gegenüberliegenden bzw. der linken Seite eingezogen. Wie bereits erwähnt, wurde für die letzten 5 mm der Ziehtiefe der Platineneinlauf von beiden Seiten ermöglicht. Um dabei die Bauteilzargen stärker zu strecken, wurde während dieser letzten Umformstufe eine Blechhalterkraft von 300 kN auf beiden Flanschseiten aufgebracht, um beide Bauteilzargen mit einer relativ hohen Blechhalterkraft auszurecken. Mit einer solchen Platineneinlaufkinematik wurde die Simulation für die U-Kanal Geometrie aufgebaut und durchgeführt.

Nach dem Durchlauf der dazu aufgebauten Simulation wurde die Verteilung der Spannung (in Meridianrichtung) auf der Außen- und Innenseite entlang eines in der Mitte des Bauteils festgelegten Querschnittes ausgewertet. Wie in Abbildung 8-31 dargestellt, befindet sich die Außenseite der linken Bauteilzarge am Ende des Umformvorganges unter Zug- und, analog dazu, die Innenseite unter Druckbelastung. Dabei ist ebenfalls zu beachten, dass die Spannungsdifferenz zwischen der Außen- und Innenseite im oberen bzw. zum Bauteilboden näheren Bereich der betrachteten Zarge sinkt. In der rechten Bauteilzarge konnte eine ähnliche Spannungsverteilung wie beim Tiefziehen mit nur zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes beobachtet werden, jedoch mit geänderten bzw. reduzierten Spannungsdifferenzen aufgrund der realisierten Streckung in der letzten Stufe.

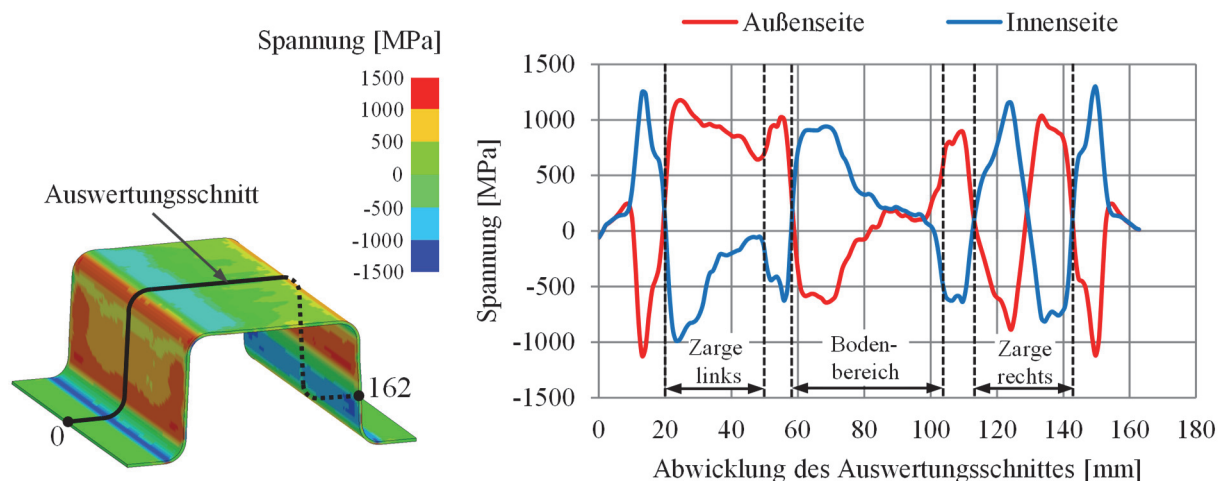


Abbildung 8-31: Spannungsverteilung entlang des Querschnittes auf der Ober- und Unterseite in Meridianrichtung des Bauteils am Ende Umformvorganges (zweimaliger Wechsel des Platineinlaufes mit anschließender Ausreckung der Bauteilzargen)

Nach der Entlastung des auf diese Weise umgeformten Bauteils konnte eine deutliche Verbesserung hinsichtlich der auftretenden Formabweichungen festgestellt werden. Dabei wurden die Formabweichungen im Zargen- und Flanschbereich durch eine zusätzliche Ausreckung, welche in der letzten Stufe stattfindet, im Vergleich zur Prozeßstrategie mit einem zweimaligen Wechsel des Platineinlaufes während des Ziehens, spürbar reduziert. Wie in Abbildung 8-32 dargestellt, konnte eine signifikante Reduzierung der Rückfederung auf der rechten Seite des Bauteils (Zarge und Flansch) beobachtet werden.

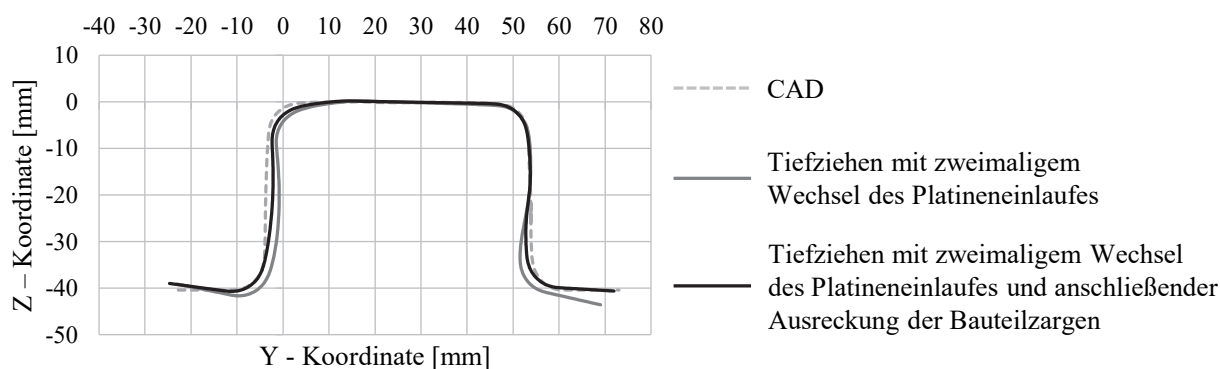


Abbildung 8-32: Vergleich der auftretenden Formabweichungen; Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineinlaufes gegenüber dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen in Bezug auf die Referenzgeometrie (CAD)

Um die Anwendbarkeit dieses Verfahrens auf komplexere Bauteilgeometrien transferieren zu können, wurde die gleiche Vorgehensweise am Beispiel des in dieser Arbeit untersuchten zweifach gekrümmten Bauteils umgesetzt (siehe Abbildung 5-1). Zu diesem Zweck wurde zunächst die entsprechende Simulation aufgebaut und durchgeführt. Da die Platinenfläche, die beim Umformen in Kontakt mit dem Blechhalter steht, etwa fünfmal größer ist als die Platinenfläche des kurzen U-Kanals, wurde an jener Seite, an der der Platineinlauf unterbunden werden sollte,

eine proportional höhere Blechhalterkraft aufgebracht. Nach dem Durchlauf dieser Simulationsrechnungen wurden die Bauteilformabweichungen ausgewertet.

Zur Validierung der Simulationsergebnisse wurden im Experiment mit einem konventionellen Ziehwerkzeug fünf Bauteile mit der gleichen Vorgehensweise bzw. Platineneinlaufkinematik, wie in Abbildung 8-30 dargestellt, umgeformt. Der einseitige Platineneinlauf wurde durch die unterschiedlichen tribologischen Verhältnisse zwischen der linken und rechten Seite des Bauteils realisiert. Dabei wurde jene Seite der Platine, die beim Ziehen einlaufen sollte, mit Mineralöl M100 geschmiert. Die gegenüberliegende Seite wurde trocken belassen, um dadurch die Reibung dort zu erhöhen und den Platineneinlauf entsprechend zu unterbinden. Wie in Abbildung 8-33 dargestellt, wurde das Bauteil nach jeder Umformstufe entlastet.

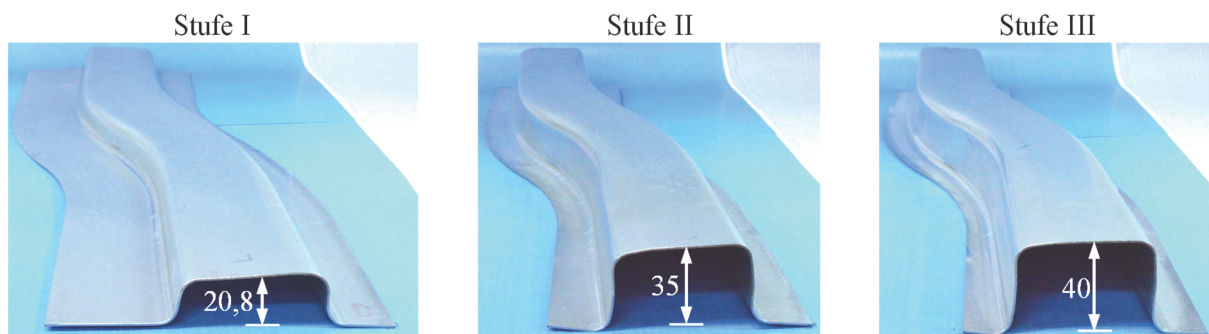


Abbildung 8-33: Bauteile nach jeder Umformstufe (Werkstoff DP 980, Blechdicke 0,97 mm)

Zur Kontrolle, ob die in dieser Weise durchgeführten Versuche einen spürbaren Unterschied in Bezug auf die simulativ ermittelten Ergebnisse verursachen, wurden die experimentell und simulativ bestimmten Platineneinläufe nach jeder Stufe überprüft bzw. verglichen. Diesbezüglich wurden für den Vergleich mit den Simulationsergebnissen nur jene Bauteile betrachtet, welche die kleinste Abweichung hinsichtlich des Platineneinlaufes aufwiesen. Nach der Herstellung der Bauteile mittels Tiefziehens mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzangen wurden dieselben Bauteile mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS 5M digitalisiert. Danach wurden die erfassten Oberflächen der entlasteten Bauteile für den Vergleich mit den Simulationsergebnissen entsprechend vorbereitet.

Darüber hinaus erfolgte der Vergleich der simulativ und experimentell erzielten Bauteiloberflächen mit Hilfe der Software LS PrePost 4-3. Um einen möglichst präzisen Vergleich gewährleisten zu können, mussten die Flächen zunächst mit Hilfe der Software GOM Inspect 2018 entsprechend zueinander positioniert bzw. ausgerichtet und anschließend unter Berücksichtigung ihrer jeweils neuen Position im Raum in der STL-Datei erneut abgespeichert werden. Die auf diese Weise ausgerichteten, simulativ und experimentell erzielten Flächen wurden anschließend mit der Referenzgeometrie des Bauteils verglichen.

Dabei konnte im Vergleich zum Tiefziehen mit nur zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes eine Verbesserung der Bauteilformgenauigkeit vor allem im Boden- und Flanschbereich festgestellt werden. Eine Reduzierung der Zargenkrümmungen konnte hierbei ebenfalls beobachtet werden. Allerdings bleibt, wie in Abbildung 8-33 (rechts) zu sehen ist, insbesondere auf jener Bauteilseite, auf der der Platineneinlauf zuletzt realisiert wurde, eine geringe Krümmung der Zarge erkennbar. Der Vergleich der simulativ und experimentell erzielten Ergebnisse ist in Abbildung 8-34a veranschaulicht.

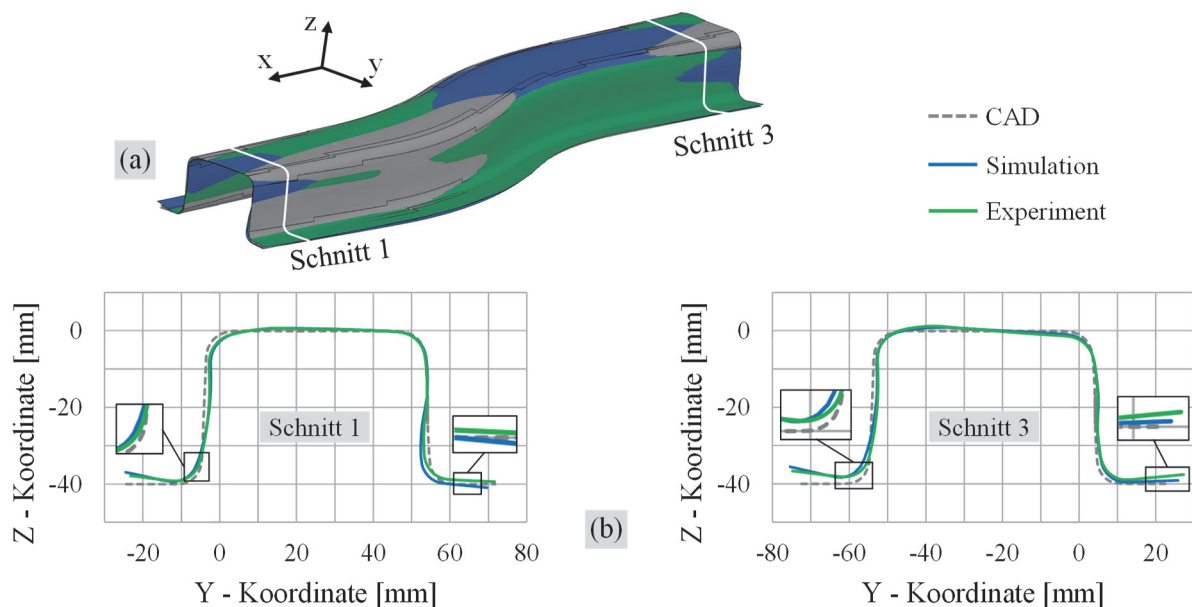


Abbildung 8-34: Rückfederung des Bauteils nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf; (a) dreidimensionaler Vergleich der simulativ und experimentell bestimmten Bauteilfläche mit der Referenzgeometrie, (b) Vergleich der Querschnittsabweichungen zwischen der rückgefedeerten Bauteil- und der Referenzgeometrie

Um die beobachtete Abweichung zwischen den beiden Flächen zur Referenzgeometrie (CAD) genauer betrachten zu können, wurden nahe an den Bauteilenden (220 mm von der Bauteilmitte entfernt) zwei Profilquerschnitte festgelegt und in Abbildung 8-34b dargestellt. Im Diagramm wird ersichtlich, dass die Simulationsergebnisse nahezu vollständig mit den experimentell erzielten Profilschnitten übereinstimmen. Es können nur geringe Abweichungen zwischen der Simulation und dem Experiment im Bauteilflanschbereich als auch im unteren Bereich der Zarge auf der rechten Seite im Schnitt 1 festgestellt werden.

Um die Vorteile des Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf gegenüber dem konventionellen Tiefziehen stärker zu verdeutlichen, wurden die in beiden Fällen auftretenden Winkeländerungen ebenso ausgewertet und in Abbildung 8-35 dargestellt. Die Auswertung der Winkeländerungen erfolgte für die tiefgezogenen Bauteile mit wechselseitigem Platineneinlauf unter Berücksichtigung der in Abbildung 8-30 dargestellten Platineneinlaufkinematik und dem konventionellen Tiefziehen mit einer angewandten Blechhalterkraft von 1500 kN.

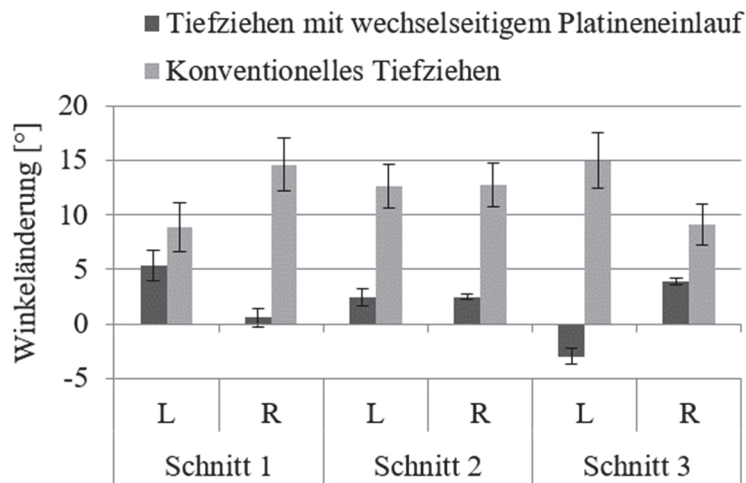


Abbildung 8-35: Winkeländerung nach dem Tiefziehen mit zweistufigem Wechsel des Platineneinlaufes und dem konventionellen Tiefziehen

Die bestimmten Ergebnisse zeigen, dass die Winkeländerung der Bauteilzargen durch den wechselseitigen Platineneinlauf während des Tiefziehens im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen wesentlich reduziert wurde. Im mittleren Bereich des Bauteils (Auswertungsschnitt 2) konnte eine beidseitig gleichmäßige bzw. symmetrische Reduzierung der Winkeländerung um etwa 10° gegenüber dem konventionellen Tiefziehen festgestellt werden. Allerdings wurde in den Auswertungsschnitten 1 und 3 auf den gegenüberliegenden Seiten eine unsymmetrische Reduzierung der Winkeländerung beobachtet (Abbildung 8-35), was auf die freiwerdenden Spannungen am offenen Kopf des Ziehtteils zurückzuführen ist.

8.6.3 Modellierung der optimalen Platineneinlaufkinematik beim Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf

Wie in Abbildung 8-34 dargestellt, bleibt trotz des Ausreckens der Zargen gegen Prozessende auf jener Bauteilseite, auf der der Platineneinlauf zuletzt realisiert wurde, eine einseitige Krümmung bestehen. Ebenfalls kann auf der rechten Seite des Bauteils eine relativ kleine S-förmige Krümmung beobachtet werden. Um die Ursache für solche Formabweichungen zu identifizieren, wurden zunächst in der Simulation die Positionen von wesentlichen Übergangspunkten von Krümmungen in Profilquerschnitt markiert und während des Umformens deren Verschiebung verfolgt (siehe Abbildung 8-36).

Diese Übergangspunkte wurden anhand der Positionen der finiten Elemente in der Simulation bestimmt, die sich am Ende jeder Umformstufe zwischen den beiden oberen Radien und der Bauteilzargen bzw. dem Bauteilboden befinden. Zum besseren Verständnis wurden die Bauteilgeometrien und die Positionen der Übergangspunkte nach jeder Umformstufe anhand der Simulationsergebnisse entsprechend nachgezeichnet und in Abbildung 8-36 dargestellt.

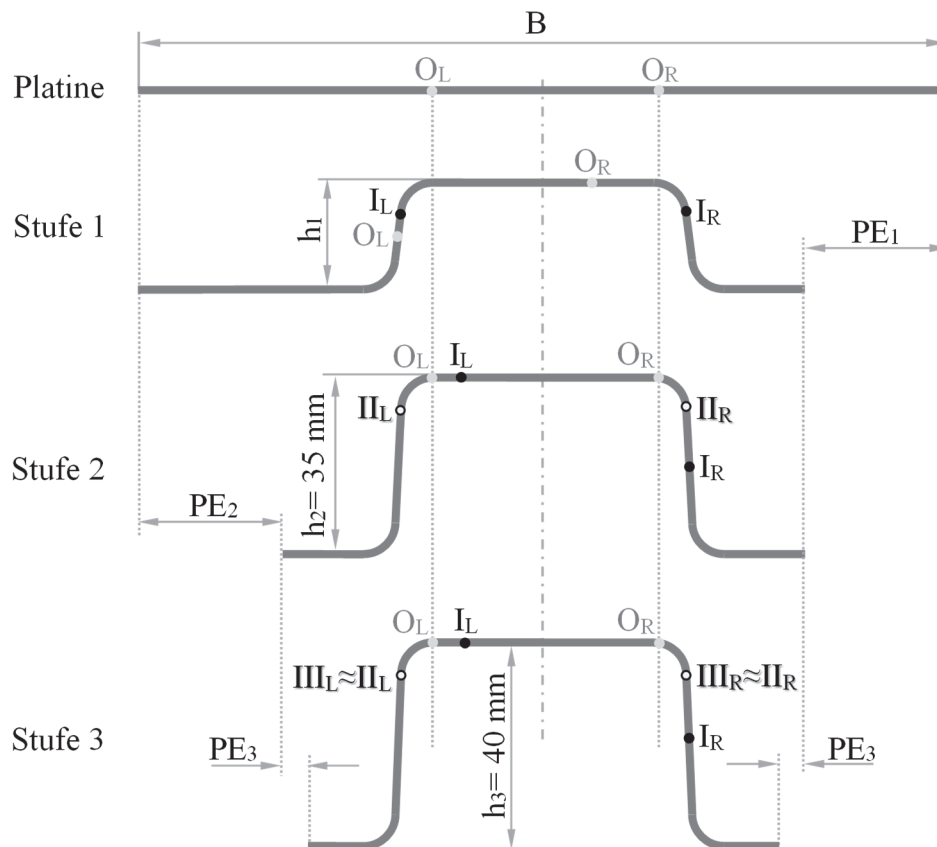


Abbildung 8-36: Analyse der Spannungsüberlagerungseffekte beim Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen

Abbildung 8-36 macht deutlich, dass der Punkt O_L , der sich beim ersten Kontakt zwischen dem Stempel und der Platine genau am Übergang zwischen dem oberen Radius und dem Boden befindet, in der ersten Ziehphase für den vorgegebenen Platineneinlauf auf der rechten Seite in die linke Zarge eingezogen wird. Gleichzeitig wird der Übergangspunkt O_R in Richtung der Mitte des Bauteilbodens verschoben. Allerdings, durch den vorgegebenen Platineneinlauf in der zweiten Ziehphase von der linken Seite, verschieben sich die Übergangspunkte O_L und O_R zurück und erreichen am Ende dieser Stufe wieder ihre Ausgangspositionen.

Der am Ende der ersten Stufe markierte Übergangspunkt zwischen der linken Bauteilzarge und dem oberen Radius (I_L) verschiebt sich in der zweiten Stufe in den Bauteilboden, wie in Abbildung 8-36 dargestellt. Der Übergangspunkt auf der rechten Seite (I_R) wird gleichzeitig in die Zarge eingezogen und befindet sich am Ende der zweiten Stufe annähernd in der Zargenmitte. Die Punkte II_L und II_R stellen die Übergangspunkte zwischen den Bauteilzargen und den angrenzenden oberen Radien am Ende der zweiten Stufe dar. Die Simulationsergebnisse zeigten, dass die in der letzten Stufe realisierte Ausreckung der Bauteilzargen eine vernachlässigbare Änderung der Position der verfolgten Übergangspunkte verursacht.

Diesbezüglich kann ein Zusammenhang zwischen der in Abbildung 8-36 verfolgten Verschiebungen der wesentlichen Übergangspunkte und der dadurch verursachten Spannungsverteilungen auf der Außen- und Innenseite in Meridianrichtung des Bauteils festgestellt werden (siehe auch Abbildung 8-31). Beim zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes während des Tiefziehens und der symmetrischen Positionierung der Platine in Bezug auf die Mitte der Stempelstirnfläche erreichen die auf der Seite des zweiten Platineneinlaufes verfolgten Übergangspunkte am Ende des Umformvorganges erneut ihre Ausgangspositionen. Dies führt dazu, dass in der gesamten linken Zarge eine annähernd symmetrische Spannungsverteilung herrscht, wobei Zugspannungen auf der Außenseite und Druckspannungen auf der Innenseite wirken. Vermutlich stellt diese Spannungsverteilung die Ursache für die Entstehung einer einseitigen Zargenkrümmung nach der Rückfederung dar.

Auf jener Seite des Bauteils, auf der der Platineneinlauf in der zweiten Stufe unterbunden wurde, kommt es beim Umformvorgang zum Auftreten von Biege- und Rückbiegeeffekten über dem Stempelradius, was eine unterschiedliche Spannungsverteilung in der (rechten) Zarge zur Folge hat. Diesbezüglich wirken oberhalb des verfolgten Übergangspunktes I_R Druckspannungen auf der Außenseite und Zugspannungen auf der Innenseite der Zarge. Im unteren Bereich der Zarge bzw. unterhalb des Übergangspunktes I_R wirken Zugspannungen auf der Außenseite und Druckspannungen auf der Innenseite. Diese Spannungsverteilung führt dann in Folge zum Entstehen einer S-förmigen Krümmung der Zarge nach der Rückfederung.

Diesbezüglich kann davon ausgegangen werden, dass noch bessere Ergebnisse hinsichtlich der auftretenden Rückfederung erreicht werden können, wenn eine annähernd gleiche (bzw. gespiegelte) Spannungsverteilung in beiden gegenüberliegenden Zargen am Ende des Umformvorganges erzeugt werden kann. Diesbezüglich ist anzunehmen, dass eine solche „gespiegelte“ d.h. möglichst identische Spannungsverteilung in den beiden Bauteilzargen durch das Tiefziehen mit dreimaligen Wechsel des Platineneinlaufes erzeugt werden kann, wodurch sich die Übergangspunkte I_L und I_R (siehe Abbildung 8-36) am Ende des Umformvorganges auf der gleichen Höhe befinden. Um dies zu erreichen, wird hiermit angenommen, dass die Platine in der dritten Stufe um die Hälfte des in der zweiten Stufe realisierten Platineneinlaufes auf der gegenüberliegenden Seite eingezogen werden muss ($PE_3 = PE_2 / 2$).

Aufgrund des identifizierten positiven Einflusses der zusätzlichen Ausreckung der Bauteilzarge auf die Reduzierung der Rückfederung der Bauteilzargen nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes, wurde auch in diesem Fall eine solche Stufe mit der stärkeren Ausreckung der Bauteilzargen vorgesehen. In Abbildung 8-37 sind die Profilquerschnitte des Bauteils am Ende jeder Umformstufe mit wichtigen geometrischen Abmessungen dargestellt.

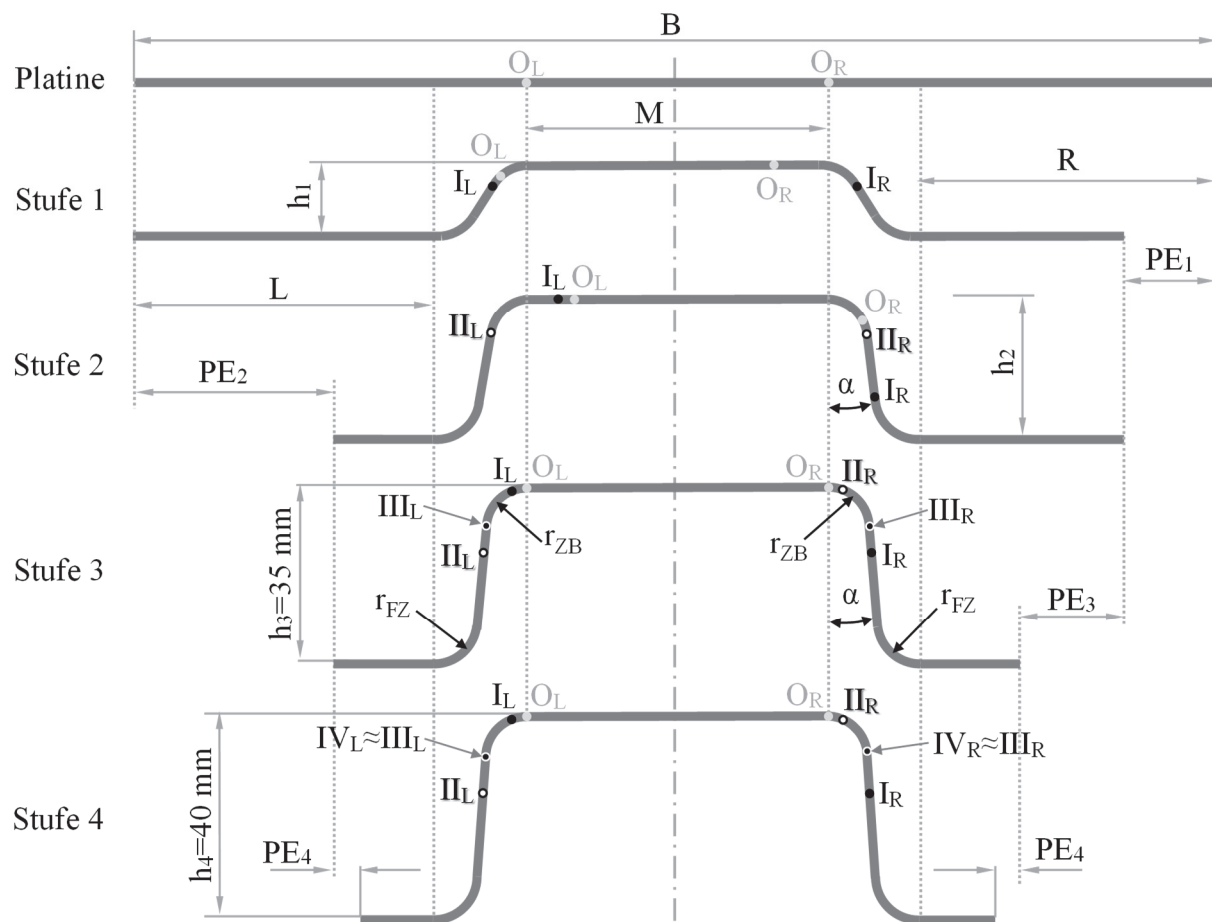


Abbildung 8-37: Tiefziehen mit dreimaligen Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen

Unter der Annahme, dass $PE_3 = PE_2 / 2$ beträgt, kann zunächst die Ziehtiefe in der vorletzten Umformstufe, die den Wechsel des Platineneinlaufes beinhaltet (in diesem Fall die zweite Stufe), mit Hilfe von Gleichung (30) bestimmt werden. Dabei wird die Ziehtiefe in der letzten Stufe des Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf also durch die Geometrie des Bauteils bestimmt. Bei der Berechnung musste der Winkel der Zargenneigung wiederum vernachlässigt werden ($\alpha = 0^\circ$). Auf diese Weise konnte die Ziehtiefe nach der zweiten Stufe mit $h_2 = 27,94 \approx 28$ mm bestimmt werden. Somit konnte für diese Ziehtiefe anschließend der Winkel ermittelt werden ($\alpha = 4,2^\circ$). Um den Fehler bei der Bestimmung der Ziehtiefe zu identifizieren, der durch Vernachlässigen des Winkels α entstand, wurde anschließend der Platineneinlauf anhand der Ziehtiefe ($h_2 = 28$ mm) und des entsprechenden Winkels ($\alpha = 4,2^\circ$) berechnet, was zu einem korrigierten Wert von 28,46 mm führte. Beim Vergleich dieses Ergebnisses mit dem erforderlichen Platineneinlauf zum Erreichen gleich breiter Flansche bei der Ziehtiefe von 35 mm konnte eine Abweichung von nur 0,08 mm ermittelt werden. Des Weiteren wurde die Ziehtiefe in der ersten Stufe auf die gleiche Weise bestimmt ($h_1 = 13,5$ mm). Dabei wurde der Platineneinlauf von 14,2 mm betrachtet ($PE_1 = PE_3 = PE_2 / 2$). Die detaillierte Vorgehensweise bei der Berechnung der einzelnen Ziehtiefen kann im Anhang (10.3.3) gefunden werden.

Basierend auf den zuvor ermittelten Ziehtiefen und der Platineinlaufkinematik wurde die Simulation am Beispiel des geraden Hutprofils (siehe Abbildung 8-25) aufgebaut und durchgeführt. Anhand der berechneten Simulationsergebnisse wurde die Verteilung der Spannung in Meridianrichtung über einen in der Mitte des Bauteils festgelegten Querschnitt am Ende des Umformens auf der Außen- und Innenseite ausgewertet (Abbildung 8-38).

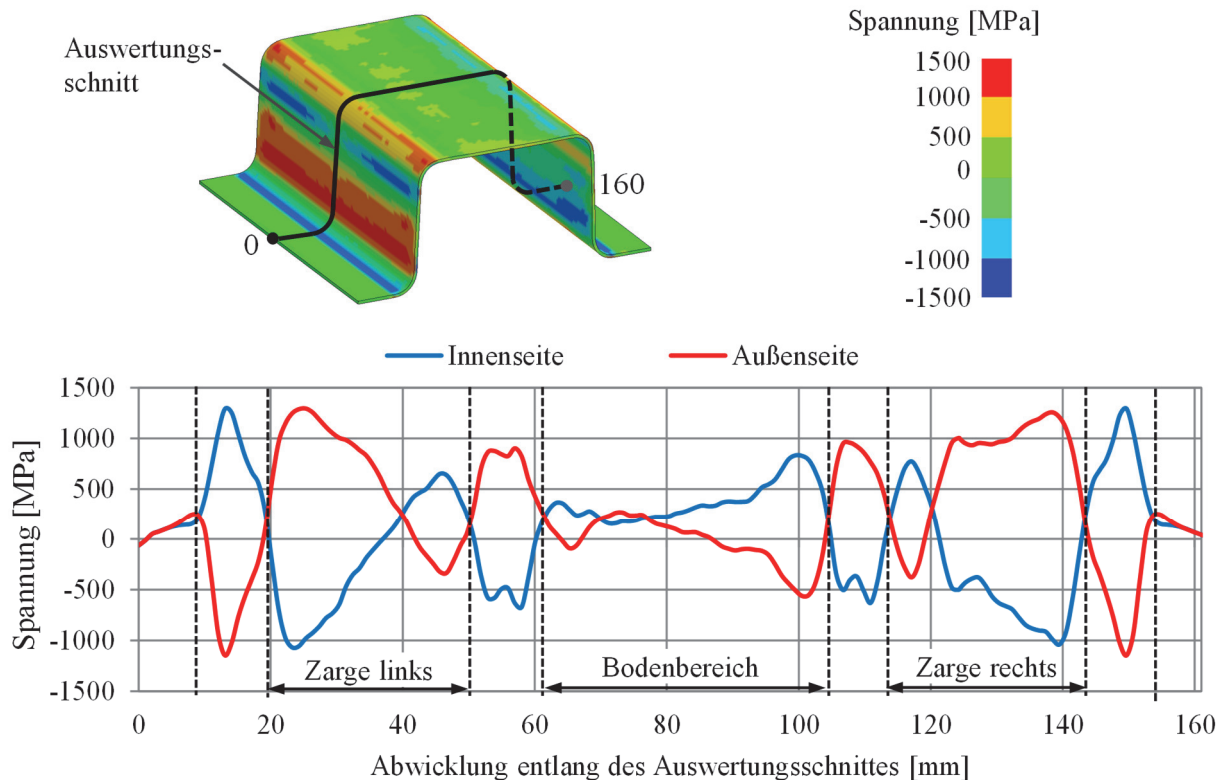


Abbildung 8-38: Spannungsverteilung entlang des Querschnittes auf der Außen- und Innenseite des Bauteils zum Ende des Umformvorganges (dreimaliger Wechsel des Platineinlaufes mit anschließender Ausreckung der Bauteilzarge mit einer Blechhalterkraft von 300 kN)

In der Grafik wird ersichtlich, dass am Ende des Umformvorganges in der linken und rechten Zarge eine ungefähr gleichartige Spannungsverteilung wirkt. Im oberen, etwa 7,5 mm breiten Bereich der beiden Bauteilzargen wirken auf der Innenseite Zug- und auf der Außenseite Druckspannungen. Diese Spannungsverteilung ist in diesem Fall auf die durchgeführte Platineinlaufkinematik zurückzuführen, wobei die oberen Bereiche der Bauteilzarge über die Stempelradien herum- und wieder zurückgebogen wurden. Dadurch wurden die im Radiusbereich auf der Außenseite wirkenden Zug- und auf der Innenseite auftretenden Druckspannungen am Übergangspunkt zur Bauteilzarge den Spannungen mit entgegengesetzten Vorzeichen überlagert. In den unteren Bereichen beider Bauteilzargen wirken auf der Außenseite jedoch Zug- und auf der Innenseite Druckspannungen.

Nach der Entlastung des mit der zuvor festgelegten Platineneinlaufkinematik umgeformten Bauteils konnten im Vergleich zu der mit nur zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes kleinere Formabweichungen identifiziert werden. Abbildung 8-39 stellt den Querschnitt des Bauteils nach der Entlastung dar. Hierbei ist ersichtlich, dass die Krümmung der linken Zarge, die nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes sich relativ stark ausbildete (siehe Abbildung 8-32), deutlich reduziert wurde.

Darüber hinaus lässt sich erkennen, dass die beiden Zargen nach der Entlastung in etwa symmetrische Formabweichungen aufwiesen, was auf die wirkende Spannungsverteilung im Bauteil vor der Entlastung zurückzuführen ist. Diesbezüglich traten in den oberen Bereichen der Bauteilzargen leichte nach innen orientierte Krümmungen auf. Aufgrund der auf der Außenseite wirkenden Zugspannungen und der Druckspannungen auf der Innenseite konnten im unteren Bereich beider Zargen leichte Krümmungen nach außen festgestellt werden, wie in Abbildung 8-39 dargestellt. Trotz solch sichtbarer Krümmungen traten in diesem Fall geringere Formabweichungen gegenüber dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen auf.

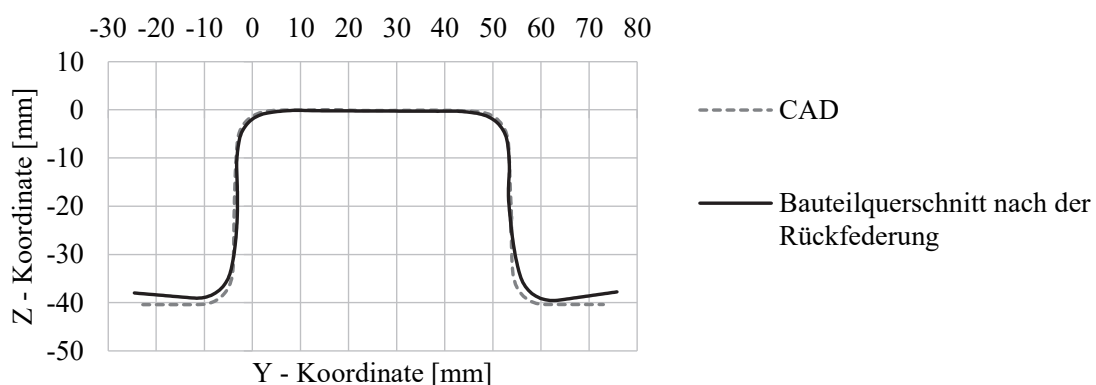


Abbildung 8-39: Rückfederung nach dem Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen mit einer Blechhalterkraft von 300 kN

Mit dem Ziel, die nach dem Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes im Flanschbereich verbleibende Formabweichungen weiter zu minimieren, wurde beim Ausrecken der Bauteilzargen eine Blechhalterkraft von 750 kN zum Prozessende appliziert. Dabei war die Platineneinlaufkinematik dieselbe wie im vorherigen Fall.

Insofern zeigten die Simulationsergebnisse, dass die Blechhalterkraft von 750 kN beim Ausrecken der Bauteilzargen des Hutprofils im Hinblick auf die mögliche Rissbildung bereits limitierend ist. Darüber hinaus wurden die am Ende des Umformvorganges wirkenden Spannungen ausgewertet. Wie in Abbildung 8-40 dargestellt, kann hierbei ein ähnlicher Spannungsverlauf entlang des Querschnittes festgestellt werden, wie im Fall der applizierten Blechhalterkraft in Höhe von 300 kN beim Ausrecken der Bauteilzargen nach dem Tiefziehen mit dreimaligem

Wechsel des Platineinlaufes, jedoch mit wesentlich stärker reduzierten Spannungsdifferenzen. Eine solche verkleinerte Spannungsdifferenz zwischen der Außen- und Innenseite der Bauteilzargen konnte insbesondere im oberen, zum Bauteilboden näheren Bereich beobachtet werden.

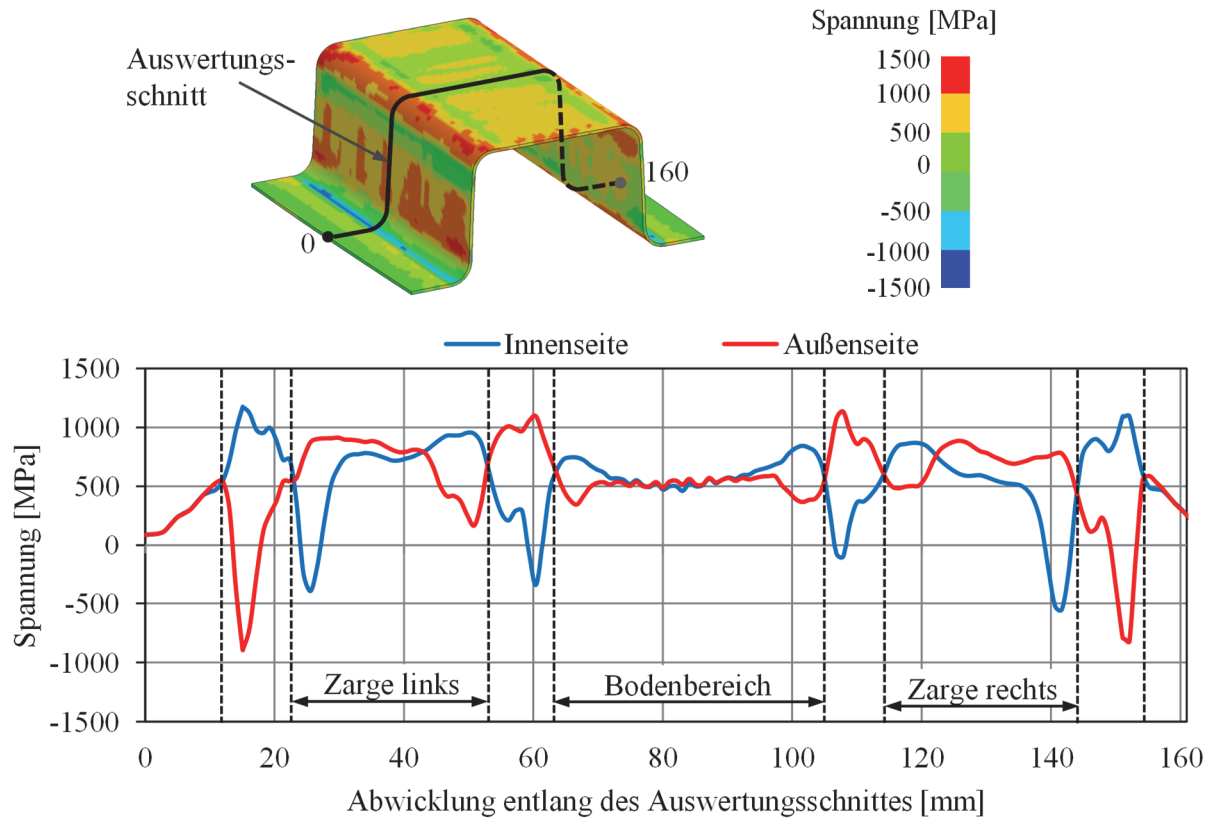


Abbildung 8-40: Spannungsverteilung entlang des Querschnittes auf der Außen- und Innenseite des Bauteils zum Ende des Umformvorganges (dreimaliger Wechsel des Platineinlaufes mit anschließender Ausreckung der Bauteilzargen mit einer Blechhalterkraft von 750 kN)

Nach dem Entlasten des auf diese Weise umgeformten Bauteils konnten nur noch relativ geringe Formabweichungen gemessen werden. Abbildung 8-41 stellt den Querschnitt des rückgefederten Bauteils dar, welches mit der zuvor beschriebenen Vorgehensweise umgeformt wurde.

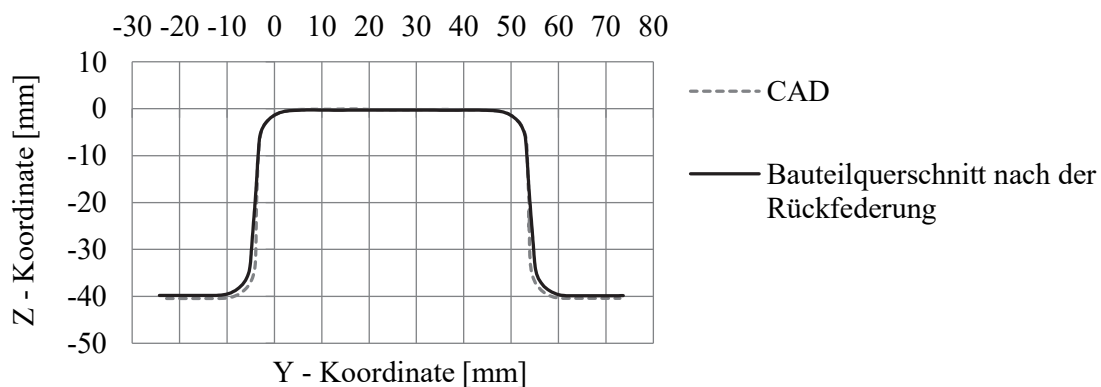


Abbildung 8-41: Rückfederung nach dem Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen mit einer Blechhalterkraft von 750 kN

Es wird deutlich, dass durch einen dreimaligen Wechsel des Platineneinlaufes und einer anschließenden Ausreckung der Bauteilzargen deren Krümmungen mittels einer sehr hohen applizierten Blechhalterkraft (750 kN) vollständig beseitigt wurden. Außerdem wurden in diesem Fall die Formabweichungen insbesondere im Flanschbereich des Bauteils weiter reduziert.

Darüber hinaus wurden anhand der in Abbildung 8-37 dargestellten und mit Hilfe der Gleichung (30) festgelegten Platineneinlaufkinematik fünf Stück zweifach gekrümmte hutförmige Bauteile in Serie hergestellt. In Abbildung 8-42 sind die Bauteilformen nach jeder Umformstufe dargestellt.

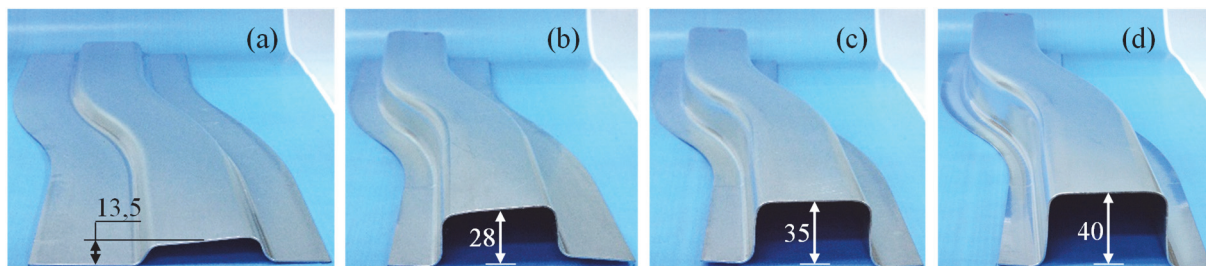


Abbildung 8-42: Bauteilformen nach der (a) ersten Umformstufe, (b) zweiten Umformstufe, (c) dritten Umformstufe und (d) vierten bzw. letzten Umformstufe; Werkstoff DP 980 mit einer Blechdicke von 0,97 mm

Anschließend wurden die Bauteile mit Hilfe des optischen Messsystems GOM ATOS 5M digitalisiert und die auftretenden Formabweichungen ausgewertet. Beim Vergleich dieser ausgewerteten Ergebnisse mit den auftretenden Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit einem zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen konnte auch im Fall des zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteils eine wesentliche Verbesserung festgestellt werden. Abbildung 8-43 stellt den Vergleich der auftretenden Bauteilformabweichungen nach dem Tiefziehen mit zweimaligem und dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes dar, wobei in beiden Fällen für die letzten 5 mm der Ziehtiefe der Platineneinlauf von beiden Seiten ermöglicht wurde (Blechhalterkraft 1500 kN).

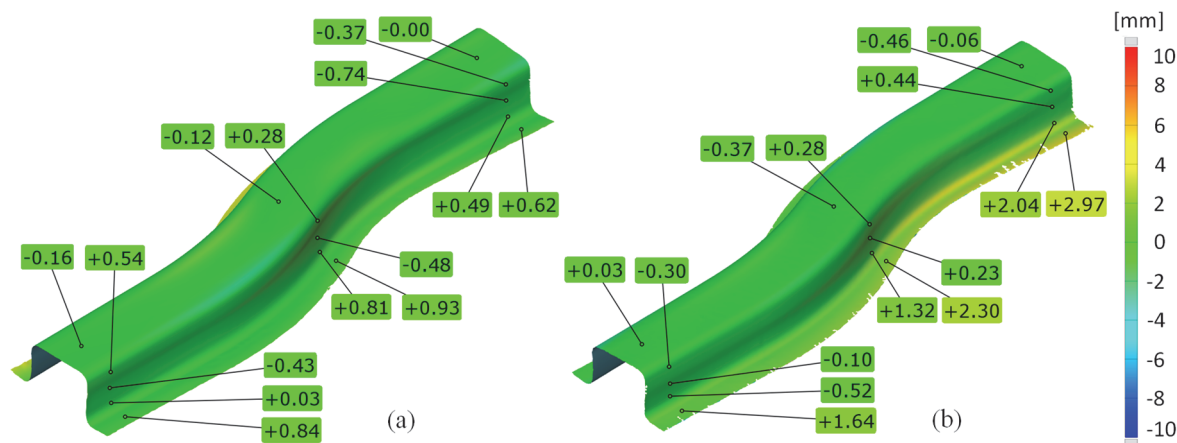


Abbildung 8-43: Vergleich der Bauteilformabweichungen nach dem Tiefziehen mit (a) dreimaligem und (b) zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes (Werkstoff DP 980, Blechdicke 0,97 mm)

Abbildung 8-43 zeigt deutlich, dass die Formabweichungen insbesondere im Flanschbereich durch das Tiefziehen mit einem dreimaligen Wechsel des Platineneinlaufes weiter reduziert werden konnten. Wie in Abbildung 8-43a zu sehen ist, betrug die größte Formabweichung nach der Entlastung des auf diese Weise umgeformten Bauteils nur noch +0,93 mm. Im gleichen Bauteilbereich betrug die größte Formabweichung nach dem Tiefziehen mit einem zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes etwa +2,97 mm. Beim Betrachten des gesamten Flanschbereiches wurde die Formabweichung für den Fall des dreimaligen Wechsels des Platineneinlaufes während des Tiefziehens auf weniger als 1,0 mm reduziert.

Der Vergleich der auftretenden Winkeländerung nach dem Tiefziehen mit einem dreimaligen gegenüber einem zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes ist in Abbildung 8-44 dargestellt.

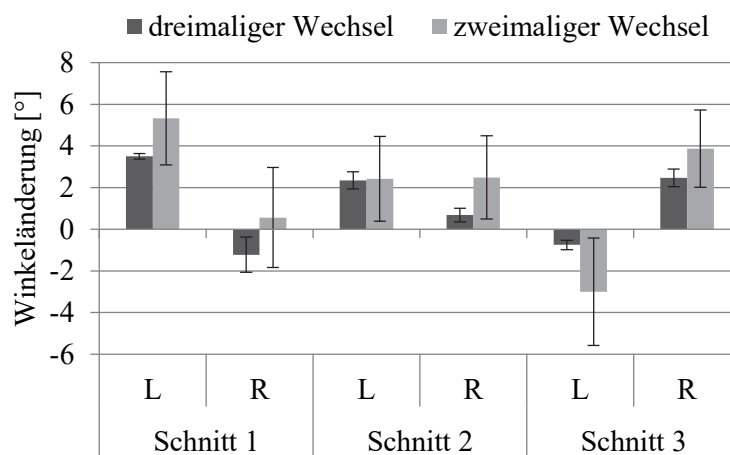


Abbildung 8-44: Vergleich der Winkeländerung nach dem Tiefziehen mit dreimaligem und zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes mit anschließender Ausreckung der Bauteilzargen

Die Abbildung 8-44 zeigt, dass die Winkeländerung nach dem dreimaligen Wechsel des Platineneinlaufes während des Tiefziehens gegenüber dem zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes unter Berücksichtigung der Messergebnisse von fünf Bauteilen nochmals reduziert wurde. Im mittleren Bereich des Bauteils (Auswertungsschnitt 2) konnte eine Reduzierung der Winkeländerung um etwa 1° beobachtet werden. Neben der identifizierten Reduzierung der Winkeländerung konnte im Fall des Tiefziehens mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen eine wesentliche Verringerung der Streuung der Ergebnisse festgestellt werden. Wie in Abbildung 8-44 ersichtlich, ist die Verringerung der Streuung der Ergebnisse besonders an den Bauteilenden ausgeprägt.

Basierend auf den in diesem Unterkapitel dargestellten Ergebnissen kann festgehalten werden, dass die Bauteilformabweichungen durch den wechselseitigen Platineneinlauf während des Tiefziehens im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen deutlich reduziert werden können.

Um diese Aussage zu validieren, wurden weitere Bauteile mit ähnlichen Prozeßstrategien gefertigt. Die Fotografien der Bauteile sind in Abbildung 8-45 dargestellt. Das links dargestellte

Bauteil (Abbildung 8-45a) wurde unter Berücksichtigung der in Abbildung 8-37 beschriebenen Platineneinlaufkinematik hergestellt. Das in der Abbildung 8-45b gezeigte Bauteil wurde konventionell tiefgezogen, wobei eine Blechhalterkraft von 1500 kN appliziert wurde. Beide Bauteile bestehen aus DP 980 mit einer Blechdicke von 0,97 mm.

Beim Vergleich dieser entlasteten bzw. rückgefederten Bauteile lässt sich eine deutliche Verbesserung hinsichtlich der Formabweichungen feststellen, die nach dem Ziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf auftreten. Es ist ebenfalls zu beachten, dass die einseitige Krümmung der Zarge, welche nach dem Tiefziehen mit nur zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes auf jener Platinenseite, die zuletzt eingezogen wurde, sichtbar war, in diesem Fall ebenfalls beseitigt werden konnte.

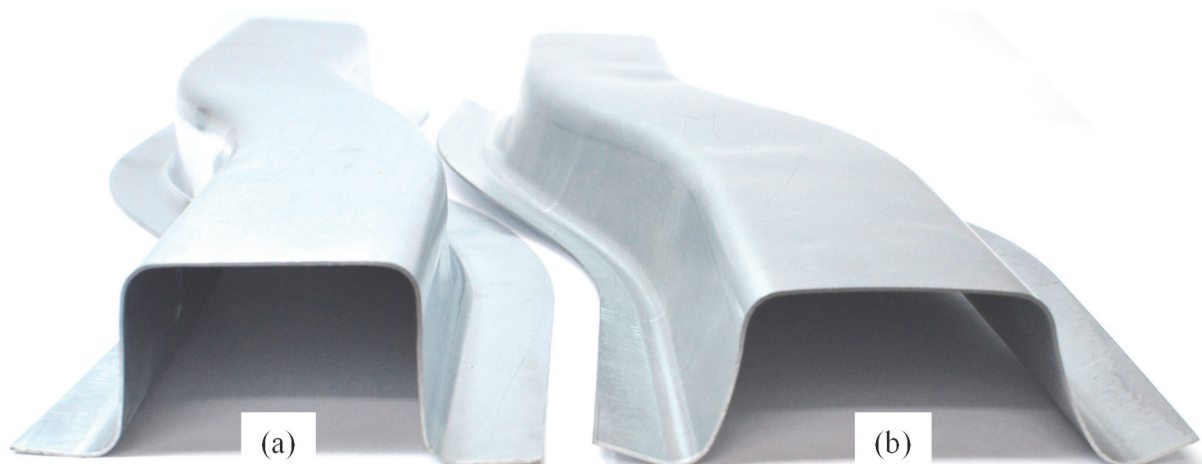


Abbildung 8-45: Vergleich der Bauteile hergestellt mittels (a) Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Ausreckung der Bauteilzargen und (b) konventionellem Tiefziehen (Ziehtiefe 40 mm)

8.7 Fazit der untersuchten Kompensationsstrategien

In Kapitel 8 dieser Arbeit wurde die Anwendbarkeit unterschiedlicher Ansätze zur Kompensation rückfederungsbedingter Formabweichungen bzw. verschiedener Arten der Rückfederung bei der Herstellung von hutförmigen Bauteilen mittels Tiefziehen aus dem höchstfesten Stahlblechwerkstoff DP 980 untersucht. Zu diesem Zweck wurden zunächst Simulationen am Beispiel einer zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteilgeometrie aufgebaut und durchgeführt.

Die erhaltenen Simulationsergebnisse zeigten, dass die Anwendung von höheren Blechhalterkräften oder der Einsatz einer Stufe in der Ziehanlage nahe dem Ziehumriß beim Tiefziehen von höchstfesten Stahlblechwerkstoffen häufig zu keinen zufriedenstellenden Ergebnissen hinsichtlich der zulässiger Bauteilformabweichungen führt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass eine zusätzliche Streckziehbelastung der Bauteilzarge eine Überlagerung der im betrachteten Bauteilbereich wirkenden Spannungen mit Zugspannungen bewirkt. Dadurch werden die

Druckspannungen in der Bauteilzarge betragsmäßig verkleinert und abhängig von der Wirkung der eingeleiteten Streckziehbelastung der Bauteilzarge in den Bereich von niedrigen Zugspannungen verschoben. Gleichzeitig werden jedoch die auf der Außenseite der Bauteilzargen wirkenden Zugspannungen weiter erhöht. Aufgrund der geringeren Steigung der Fließkurve im Bereich höherer plastischen Dehnungen stellt sich eine Zunahme der Zugspannungen wesentlich geringer ein als die Reduzierung der Druckspannungen auf der gegenüberliegenden Seite der Blechdicke. Dadurch wird die Spannungsdifferenz (in Meridianrichtung) über die Blechdicke verkleinert, was mit geringerer, jedoch aufgrund der relativ hohen Festigkeit des eingesetzten Stahlblechs in einer häufig unzureichend reduzierten Rückfederungsmenge einhergeht. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass sich die Winkeländerung des tiefgezogenen Bauteils wesentlich durch das Kalibrieren der Bauteilradien in einer folgenden Nachformoperation reduzieren lässt. Dadurch werden die beim Ziehvorgang erzeugten Radien mit kleineren Radien nachgeformt, wobei der Blechwerkstoff in den Eckbereichen noch weiter plastifiziert wird. Daraus resultierend kommt es zu einer relativen Verkleinerung des elastischen Anteiles an der Gesamtdehnung, weswegen die Winkeländerung nach der Entlastung minimiert wird. Abhängig vom verwendeten Radius beim Kalibriervorgang werden die über die Blechdicke in Meridianrichtung wirkenden Spannungen in den radiusnahen Bauteilbereichen bis zu einem gewissen Grad durch die bei diesem Prozess auftretende Rückbiegung ebenfalls überlagert, was sich weiterhin positiv auf die Verkleinerung der fehlerhaften Winkeländerung auswirkt. Allerdings werden die nach dem Ziehvorgang auftretenden Zargenkrümmungen durch das Kalibrieren der Bauteilradien nicht beeinflusst.

Für die Kompensation der Zargenkrümmung hat sich hingegen das Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge als erfolgreich erwiesen, wobei die Möglichkeiten des Einformens von Sicken in die Zarge nach außen als auch nach innen untersucht wurden. Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigten, dass die während des Ziehvorganges in Meridianrichtung verursachten Spannungen dadurch hauptsächlich lokal bzw. an der Stelle der Verprägung beeinflusst werden. Beim Einformen einer Sicke nach außen werden die auf der Bauteilinnenseite wirkenden Druckspannungen mit Zugspannungen überlagert. Dabei war erkennbar, dass die Spannungen im Zargenbereich nahe am Bauteilboden effektiver überlagert wurden als nahe am Bauteilflansch. In Richtung des Bauteilflansches nahm der Spannungsüberlagerungseffekt jedoch ab. Beim Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge nach innen werden auf der äußeren Seite der Sicke die zuvor in Meridianrichtung wirkenden Zugspannungen mit Druckspannungen überlagert und demzufolge die auf der inneren Seite wirkenden Druckspannungen mit Zugspannungen. Neben der lokalen Beeinflussung bzw. Überlagerung der wirkenden Spannungen wird

durch das Einbringen von Sicken in die Bauteilzarge ebenfalls die Steifigkeit des Bauteils erhöht, was sich zusätzlich positiv auf die Reduzierung der Rückfederung auswirkt.

Um die Rückfederung bzw. Winkeländerung und auch Zargenkrümmung eines Bauteils gleichzeitig kompensieren zu können, mussten somit neue Ansätze der geometrischen Werkzeugwirkflächenmodifikation in einer Nachformoperation analysiert und umgesetzt werden. Diesbezüglich erwies sich die Kombination des Kalibrierens der Bauteilradien und des Nachformens der Bauteilzarge in einer Umformstufe als eine zielführende Methode hinsichtlich der Rückfederungskompensation auf Basis der geometrischen Änderungen der Werkzeugwirkflächen und demzufolge der Bauteilgeometrie.

Darüber hinaus wurden die Möglichkeiten zur Kompensation der Rückfederung durch das Zurückdrücken des Bauteilbodens untersucht. Dabei wurde das Bauteil zunächst um einen Betrag von wenigen Millimetern tiefer gezogen und anschließend in einem Folgewerkzeug auf die vorgegebene Höhe zurückgedrückt. Die erzielten Ergebnisse zeigten, dass die durch das Tiefziehen verursachten ausgeprägten Spannungsdifferenzen über die Blechdicke in den Bauteilzargen durch das Zurückrücken wesentlich reduziert werden konnten. Daraus folgend kann festgehalten werden, dass das Zurückdrücken einer vorab tiefergezogenen Bauteilgeometrie eine recht effektive Spannungsüberlagerung durch Druckspannungen bewirkt.

In diesem Zusammenhang kann festgestellt werden, dass die Reduzierung der Spannungsdifferenz über die Blechdicke in möglichst weiten Bereichen des Profilquerschnittes eine entscheidende Herausforderung für die erfolgreiche Kompensation der Rückfederung darstellt. Es ist auch anzumerken, dass bei den trägerförmigen Bauteilen, die mittels Tiefziehen oder des ziehenden Biegens hergestellt wurden, die größten Spannungsdifferenzen hauptsächlich in den Zargenbereichen und in den über den Stempel- und Matrizenradius gebogenen Bauteilbereichen auftreten.

Um die über die Blechdicke wirkenden Biegespannungen nicht nur lokal, sondern im möglichst größeren Bereich des Profilquerschnittes zielführend beeinflussen bzw. überlagern zu können, wurde durch den wechselseitigen Platineneinlauf während des Ziehvorganges versucht, ein mehrmaliges Biegen und Rückbiegen über die Stempelradien zu erzeugen. Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigten, dass das Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf eine recht wirkungsvolle Spannungsüberlagerung aufgrund der dabei auftretenden Biege- und Rückbiegeeffekte bewirkt und demzufolge eine entsprechende Reduzierung der Rückfederung. Diese Effekte wurden zunächst bei einem zweimaligen Wechsel des Platineneinlaufes während des Tiefziehens eines Hutprofils festgestellt. Jedoch führte die Vorgehensweise mit nur zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes während des Tiefziehens zur Entstehung von merklich

asymmetrischen Spannungsverteilungen (in Meridianrichtung) über die Blechdicke in den gegenüberliegenden Zargen. Nach der Entlastung verursachten diese unterschiedlich starke rückfederungsbedingte Formabweichungen beider Bauteilzargen.

Um die nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes verbleibenden Bauteilformabweichungen weiter reduzieren zu können, wurde kurz vor UT noch eine zusätzliche Prozeßphase eingeführt, in der relativ hohe Rückhaltekräfte auf beiden Seiten des Bauteils aufgebracht wurden. Das Ziel dieser letzten Phase bestand darin, durch eine stärkere Streckziehbelastung der Bauteilzarge die wirkenden Spannungen mit hohen Zugspannungen zu überlagern. Basierend auf den erzielten Ergebnissen wurde festgestellt, dass durch eine zusätzliche Streckziehbelastung der Bauteilzargen, welche kurz vor dem Ende des Umformvorganges stattfindet, die Spannungsdifferenzen über die Blechdicke im Vergleich zur Vorgehensweise ohne eine Ausreckung der Zarge reduziert werden können. Solche reduzierten Spannungsdifferenzen über der Blechdicke der Bauteilzargen resultierten nach der Entlastung in einer geringeren Rückfederung.

Allerdings trat auf jener Bauteilseite, die zuletzt eingezogen wurde, nach der Entlastung eine einseitige, noch fehlerhafte Krümmung der Zarge auf. Gleichzeitig bildete sich auf der gegenüberliegenden Bauteilzarge gleichzeitig eine spürbare S-förmige Krümmung aus. Als Ursache für diese Krümmung der gegenüberliegenden Zarge wurden die durch das Umformen verursachte unterschiedliche Spannungsverteilungen (in Meridianrichtung) über die Blechdicke der beiden Zargen erkannt. Um die nach dieser Methode noch auftretenden Formabweichungen weiter zu reduzieren, wurde eine nochmals verbesserte Platineneinlaufkinematik ermittelt, durch welche eine möglichst symmetrische Spannungsverteilung in den beiden Zargen am Ende des Tiefziehvorganges erzeugt werden kann.

Diesbezüglich wurde angenommen, dass eine solche symmetrische Spannungsverteilung in den beiden Zargen mittels Tiefziehens mit dreimaligem Wechsel der Seite des Platineneinlaufes erzielt werden kann. Dabei muss die Platine in der ersten und dritten Prozeßphase auf der gleichen Seite jeweils um die Hälfte des Platineneinlaufes eingezogen werden, welches in der zweiten Phase auf der gegenüberliegenden Seite realisiert wird. Da bei diesem Verfahren eine relativ geringe Blechdurchdünnung im Fall des Stahlblechs DP 980 auftritt, wurden die erforderlichen Ziehtiefen für jede Umformstufe basierend auf der Längengleichheit zwischen dem aktuellen Bauteilquerschnittsprofil und der Platinenbreite mit Hilfe der Gleichung (30) bestimmt. Basierend auf den derart bestimmten Ziehtiefen wurde zunächst eine Simulation des Tiefziehens mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes am Beispiel eines 100 mm langen Hutprofils aufgebaut. Um die eventuellen Zargenkrümmungen zu beseitigen, wurde nach dem erfolgten

dreimaligen Wechsel des Platineneinlaufes für die verbleibenden 5 mm der Ziehtiefe eine relativ hohe Blechhalterkraft gleichmäßig auf beide Flanschseiten aufgebracht.

Nach der Durchführung dieser Simulation wurde erkannt, dass eine annähernd symmetrische Spannungsverteilung in den gegenüberliegenden Bauteilzargen mittels dreimaliger Wechsellung des Platineneinlaufes erzielt werden kann. Nach dem Entlasten des mit dieser Vorgehensweise geformten Bauteils traten im Vergleich zum Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen nur noch sehr geringe Formabweichungen auf.

Schließlich hat sich dieser neuartige Ansatz auch im Fall der in dieser Arbeit betrachteten komplexeren zweifach gekrümmten, hutförmigen Bauteilgeometrie erfolgreich bewährt. Diesbezüglich zeigten die erzielten Ergebnisse, dass eine optimale Platineneinlaufkinematik methodisch gefunden werden kann, die im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen nur noch eine vernachlässigbare Rückfederung des Bauteils zur Folge hat.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Strengere Umweltschutzauflagen sowie gestiegene Sicherheitsanforderungen im heutigen Automobilbau führen zum verstärkten Einsatz von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen bei der Herstellung von Karosserieteilen. Die Anwendungsmöglichkeiten dieser Werkstoffe sind jedoch noch stark eingeschränkt, da bezüglich deren Umformbarkeit unter komplexen Spannungszuständen und deren Rückfederungsverhalten in Kombination mit der Bauteilgeometrie bislang nur ein begrenztes Wissen vorhanden ist.

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Untersuchung des Rückfederungsverhaltens und der Kompensation von rückfederungsbedingten Formabweichungen bei der Umformung von solchen hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen. Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit besteht darin, die bestgeeigneten Ansätze zu definieren, welche zur erfolgreichen Kompensation von verschiedenen Arten der Rückfederung an trägerförmigen Bauteilen eingesetzt werden können.

Diesbezüglich wurden zunächst in Kapitel 2 werkstoffspezifische Grundlagen von hoch- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen als auch relevante Verfahren der Umformtechnik, welche bei der Umformung von solchen Blechwerkstoffen zum Einsatz kommen, vorgestellt. Dabei wurden die Zusammenhänge zwischen der beim Umformen verursachten Spannungsverteilung und der daraus resultierenden Rückfederung detailliert diskutiert. Darüber hinaus geht dieses Kapitel auch auf die Bedeutung der Werkstoffcharakterisierung- und modellierung im Hinblick auf eine genaue Rückfederungsvorhersage mit Hilfe der Umformsimulation ein. In diesem Zusammenhang wurden mögliche Versuchsaufbauten vorgestellt, mit denen die wesentlichen rückfederungsrelevanten Werkstoffkennwerte (dehnungsabhängige Reduzierung des E-Moduls und Bauschinger-Effekt) bestimmt werden können. Anschließend wurden die existierenden Ansätze zur Kompensation der Rückfederung dargelegt und diskutiert. Darauf basierend leitete sich in Kapitel 3 die Motivation und Zielsetzung dieser Arbeit ab.

Im Rahmen des Kapitels 4 erfolgten tieferegehende Werkstoffcharakterisierungen mit anschließender, umfangreicher Modellierung der hierbei untersuchten Werkstoffe. In Kapitel 5.1 wurde die Bauteilgeometrie festgelegt, welche sowohl für simulative als auch experimentelle Untersuchungen in dieser Arbeit als repräsentative Bauteilgeometrie verwendet wurde.

In Kapitel 6 wurden im Rahmen des experimentellen Teils der Arbeit die Möglichkeiten zur Beeinflussung der Rückfederung durch gezielt verstellbare Blechhalterkräfte als auch veränderbare Stößelgeschwindigkeiten in Kombination mit progressiven Blechhalterkräften untersucht. Dabei wurde einerseits herausgefunden, dass die Formabweichung bzw. Rückfederung

des untersuchten Bauteils im Fall der Anwendung von wesentlich höheren Blechhalterkräften beim Umformen der hochfesten Stahlblechwerkstoffe DP 600 und DP 800 nur leicht reduziert wird. Andererseits konnte beim Umformen von höchstfestem Stahlblech DP 980 keine klare Abhängigkeit zwischen der applizierten Blechhalterkraft und der auftretenden Rückfederung erkannt werden. Darüber hinaus konnte auf Basis der hierbei erzielten Ergebnisse festgestellt werden, dass die Anwendung von höheren Blechhalterkräften eine Zunahme der Streuung der Formabweichungen verursacht. Dadurch kann es in Einzelfällen vorkommen, dass ein mit erhöhter Blechhalterkraft umgeformtes Bauteil sogar höhere Formabweichungen aufweist als ein Bauteil, welches mit der Anwendung einer relativ niedrigeren Blechhalterkraft hergestellt wurde. Des Weiteren zeigten Ergebnisse dieses Kapitels, dass eine solche Streuung der Ergebnisse durch die Auswahl einer entsprechenden Stößelbewegungs kinematik sehr viel stärker reduziert werden kann.

Da weitere umfangreiche Untersuchungen hinsichtlich der Kompensation der rückfederungsbedingten Formabweichungen größtenteils simulativ erfolgten, wurde zunächst in Kapitel 7 die Genauigkeit der simulativen Rückfederungsvorhersage unter Einsatz von verschiedenen Materialmodellen analysiert. Dabei konnte einerseits festgestellt werden, dass die Simulationen mittels relativ einfacher Materialmodelle, welche grundsätzlich nur eine isotrope Verfestigung des verwendeten Stahlblechs berücksichtigen, ausgeprägte Abweichungen zur Realität bzw. zu den Versuchsergebnissen aufweisen. Andererseits zeigte die Simulation unter Einsatz eines isotropkinematischen Materialmodells (*MAT_125), welches zusätzlich die Beschreibung des Bauschinger-Effektes und der dehnungsabhängigen Reduzierung des E-Moduls ermöglicht, relativ kleine Abweichungen zum Experiment. Darüber hinaus wurden mit einem solch erweiterten Materialmodell die Einflüsse der Werkzeugradien (Stempel- und Matrizenradien) auf die Rückfederung untersucht.

Diesbezüglich zeigten die Simulationsergebnisse, dass sowohl die Größe des Stempel- als auch die des Matrizenradius einen relativ kleinen bzw. sogar vernachlässigbaren Einfluss auf die Rückfederung des untersuchten Bauteils aus dem Stahlblech DP 980 aufweisen. In diesem Zusammenhang muß erwähnt werden, dass die in dieser Arbeit eingesetzte Bauteilgeometrie um 2° nach außen geneigte Zargenflächen besitzt, was offensichtlich zu einer signifikanten Verminderung des Einflusses der Stempel- und Matrizenradiusgröße auf die Rückfederung führte. Darüber hinaus erfolgten in Kapitel 8 umfangreiche Untersuchungen im Hinblick auf die Kompensation der Rückfederung. Dabei wurde zunächst angestrebt, durch die entsprechenden geometrischen Änderungen der Bauteilgeometrie, welche prozesstechnisch in einer nach dem Ziehen folgenden Operation durchgeführt werden, den Spannungszustand im Bauteil entsprechend anzupassen, so dass schließlich eine möglichst geringe Rückfederung erzielt werden kann. Da

die untersuchte Bauteilgeometrie nach dem Ziehen eine nahezu vernachlässigbare Verdrehung aufwies, wurden hierbei die Winkeländerung und Zargenkrümmung als wesentliche bzw. wichtigste Arten der Rückfederung definiert. Die erzielten Ergebnisse dieser Untersuchung deuten darauf hin, dass sich die Winkeländerung durch das Nachformen bzw. Kalibrieren der Bauteilradien am effektivsten reduzieren lässt. Andererseits hat sich das Nachformen der Bauteilzargen als erfolgreicher Ansatz für die Reduktion von deren Krümmung bewährt. Darüber hinaus wurden die hierbei erzielten Simulationsergebnisse mit den Versuchsergebnissen hinsichtlich der auftretenden Rückfederung verglichen, wobei eine zufriedenstellende Übereinstimmung dieser Ergebnisse festgestellt werden könnte.

Um sowohl die Winkeländerung als auch die Zargenkrümmung des Bauteils gleichzeitig zu reduzieren bzw. kompensieren und dadurch den elastischen Aufsprung des Bauteils am Ende des Umformvorganges gering zu halten, erwies sich die Kombination des Kalibrierens der Bauteilradien und des Nachformens der –zargen ebenfalls als erfolgreich. Basierend auf den erzielten Erkenntnissen kann festgehalten werden, dass durch das Nachformen des nach dem Ziehen rückgefederten Bauteils mit entsprechenden Verprägungen (Vertiefungen oder/und Erhöhungen) oder kleineren Radien die im Bauteil wirkenden Spannungen größtenteils nur lokal beeinflusst bzw. überlagert werden.

Wie in Kapitel 8 dargestellt, hängt die Höhe der erreichten Spannungsüberlagerung beim Nachformen im Wesentlichen von der Größe der Sicken bzw. Verprägungen ab. Grundsätzlich gilt, je tiefer bzw. höher die Sicke beim Nachformen ausgeformt wird, desto geringer wird die Spannungsdifferenz in Meridianrichtung an der Stelle der Verprägung über die Blechdicke. Eine solche geringere Spannungsdifferenz über die Blechdicke des nachgeformten Bauteils resultiert schließlich in einer reduzierten Rückfederung nach dessen Entlastung. Allerdings ist der Ansatz von solchen Verprägungen der Bauteilgeometrie durch das Umformvermögen des Stahlblechs begrenzt. Basierend auf den in Kapitel 7 und Kapitel 8 erzielten Erkenntnissen, steht der Betrag der auftretenden Rückfederung im engen Zusammenhang mit den am Ende des Umformvorganges im Bauteil wirkenden Spannungen bzw. der Spannungsverteilung. Dabei wurde ebenfalls festgestellt, dass die größten Formabweichungen des Bauteils meistens aufgrund der beim Umformen verursachten Spannungsverteilungen in den Bauteilzargen auftreten.

Um die Spannungsverteilungen in einem möglichst großen Bereich der Zargen entsprechend beeinflussen zu können, wurde während des Ziehvorganges versucht, das Werkstück über die Stempelradien mehrfach Herum- und Zurückzubiegen. In diesem Zusammenhang wurde ein neues Verfahren entwickelt, bei dem die Platine während des Ziehens wechselseitig einläuft. Mit dem Ziel, eine optimale Platineneinlaufkinematik beim Ziehen von hutförmigen Trägerbauteilen mit wechselseitigem Platineneinlauf bestimmen zu können, wurde eine geeignete

Vorgehensweise ausgearbeitet und empfohlen. Diese analytische Vorgehensweise basiert auf der Annahme, dass im Falle der mittig zur Stempelstirnfläche positionierten Platine die Seite des Platineneinlaufes während des Ziehvorganges dreimal gewechselt werden soll. Dabei muss die Platine in der ersten und der dritten Stufe auf der derselben Seite jeweils für die Hälfte des Platineneinlaufes eingezogen werden, welches in der zweiten Stufe auf der gegenüberliegenden Seite realisiert wird. Darauf basierend können die Ziehtiefen, bei denen die Seite des Platineneinlaufes gewechselt wird, analytisch mit zufriedenstellender Genauigkeit mit Hilfe der Gleichung (30) bestimmt werden, die die Längengleichheit des Profilquerschnittes und der Platinenbreite berücksichtigt. In diesem Zusammenhang zeigten sowohl die Simulations- als auch die Versuchsergebnisse, dass nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf nur noch leicht spürbare S-förmige Krümmungen der Zargen im Profilquerschnitt verbleiben. Um diese Krümmungen weiter kompensieren zu können, wurde nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf eine zusätzliche Stufe eingeführt, in der die Bauteilzargen durch Aufbringen einer höheren Blechhalterkraft stärker gestreckt wurden. Diesbezüglich zeigten die Simulationsergebnisse, dass solche noch sichtbaren Krümmungen der Zargen durch zusätzliche Streckziehbelastung deutlich reduziert werden können.

Anschließend zeigten die in diesem Zusammenhang erzielten Ergebnisse, dass nach dem Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes, welcher mit Hilfe der zuvor erwähnten Vorgehensweise festgelegt wurde, und einem anschließenden Strecken der Bauteilzargen eines hutförmigen Bauteils aus Stahlblech DP 980 schließlich nur noch vernachlässigbare Formabweichungen auftreten.

Dieses neue Verfahren wurde schließlich am Beispiel des in dieser Arbeit untersuchten zweifach gekrümmten hutförmigen Bauteils experimentell eingesetzt und hat sich hinsichtlich der geringen auftretenden Rückfederung als recht erfolgreich erwiesen.

Basierend auf den in diesem Zusammenhang erzielten Ergebnissen kann festgehalten werden, dass das Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf als erfolgreiches Verfahren bzw. erfolgreiche Methode für die Fertigung von räumlich leicht gekrümmten Trägerbauteilen mit offenen Köpfen eingesetzt werden kann.

9.2 Ausblick

In dieser Arbeit wurde unter anderem aufgezeigt, dass die auftretende Rückfederung hauptsächlich von der beim Umformen im Bauteil verursachten Spannungsverteilung abhängt. Um diese Spannungsverteilung im Bauteil während des Umformens realitätsgetreu simulativ abzubilden, ist häufig ein größerer Aufwand bei der Werkstoffmodellierung und Definition der numerischen

Parameter beim Simulationsaufbau erforderlich. Dabei werden für die genaue Rückfederungsberechnung grundsätzlich erweiterbare Materialmodelle benötigt, welche für deren Parameterbestimmung fast ausschließlich die Durchführung von technisch komplexeren und nicht standardisierten Versuchen erfordern.

Zudem müssen trotz des wesentlichen Fortschrittes in den vergangenen Jahren im Bereich der FE-Simulation und der Werkstoffmodellierung die optimalen numerischen Parameter (Vernetzungsstrategie, Anzahl der Integrationspunkte sowie Kontaktdefinitionen) in Einzelfällen oft noch immer iterativ gesucht werden, bis eine zufriedenstellende Abweichung zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen erreicht ist. Dies erfolgt normalerweise aufgrund der Tatsache, dass in verschiedenen Quellen des Stands der Technik für die Definition eines numerischen Parameters häufig unterschiedliche Empfehlungen existieren.

Diesbezüglich soll in zukünftigen Arbeiten angestrebt werden, einerseits den Aufwand für die Materialmodellierung entweder durch die Entwicklung neuer, und falls möglich, präziser Modelle, oder durch eine Standardisierung der erforderlichen Versuche, welche für die Beschreibung von komplexen Werkstoffverfestigungseffekten notwendig sind, zu reduzieren. Andererseits sollten weitere Forschungsarbeiten und Modellierungen im Bereich der FE-Simulation hinsichtlich der Vernetzungsstrategien und Kontaktdefinitionen durchgeführt werden, um die während des realen Umformprozesses auftretenden Effekte möglichst genau abbilden zu können.

Im Hinblick auf das in dieser Arbeit neu entwickelte Verfahren (Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf) können weitere Forschungsarbeiten zur Bestimmung von Prozessgrenzen durchgeführt werden. Dabei sollten zunächst kritische Bauteilgeometrien (z.B. räumliche Krümmungen der Bauteilgeometrie, Bestehen von verschiedenen Vertiefungen/Erhöhungen in den relativ großen ebenen Bauteilbereichen usw.) bestimmt werden, welche mit diesem Verfahren herstellbar sind. Mit dem Ziel, die Robustheit des Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf zu gewährleisten, sollte in der Zukunft ebenso angestrebt werden, neue bzw. innovative Lösungen in Hinblick auf die für dieses Verfahren entsprechende Werkzeugtechnik zu erarbeiten, welche u.a. auch den Anforderungen von „Industrie 4.0“ genügen.

10 Anhang

10.1 Formabweichungen nach dem Tiefziehen

Tabelle 10-1: Winkeländerung nach dem Tiefziehen; Stahlblech DP 800 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

F _{BH} [kN]	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [°]	R [°]	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]
300	1	8,19	12,40	10,68	10,15	13,65	7,90
	2	8,29	12,67	11,29	10,05	12,75	8,48
	3	8,41	13,48	10,49	10,90	12,93	9,27
	4	8,81	14,35	10,76	10,31	13,10	7,79
	5	9,18	13,60	11,14	10,29	12,86	8,39
	Mittelwert	8,43	13,23	10,81	10,34	13,06	8,37
	Standabw.	0,27	0,88	0,34	0,38	0,35	0,59
900	6	5,84	12,40	9,44	9,79	10,96	8,01
	7	4,82	11,88	9,09	9,40	11,69	7,79
	8	6,56	12,04	9,20	10,06	11,38	7,08
	9	6,35	11,66	9,57	10,30	11,54	8,29
	10	7,92	12,65	10,25	8,88	10,76	4,67
	Mittelwert	5,89	12,00	9,33	9,69	11,27	7,17
	Standabw.	0,78	0,31	0,22	0,39	0,39	1,47
1500	11	6,28	14,74	12,03	13,11	14,36	10,86
	12	6,35	10,57	9,28	7,90	9,40	3,91
	13	4,97	11,01	8,98	8,61	10,14	5,42
	14	5,20	10,37	8,83	8,63	10,30	5,94
	15	6,70	11,20	9,18	8,56	10,09	4,63
	Mittelwert	5,70	11,67	9,78	9,36	10,86	6,15
	Standabw.	0,72	2,06	1,51	2,39	1,99	2,74

Tabelle 10-2: Zargenkrümmung nach dem Tiefziehen; Stahlblech DP 800 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

F _{BH} [kN]	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]
300	1	0,0110	0,0123	0,0083	0,0079	0,0124	0,0122
	2	0,0122	0,0127	0,0102	0,0084	0,0125	0,0115
	3	0,0121	0,0127	0,0089	0,0087	0,0128	0,0117
	4	0,0119	0,0144	0,0087	0,0083	0,0125	0,0119
	5	0,0122	0,0136	0,0094	0,0086	0,0127	0,0112
	Mittelwert	0,0119	0,0132	0,0091	0,0084	0,0126	0,0117
	Standabw.	0,0005	0,0008	0,0007	0,0003	0,0002	0,0004
900	6	0,0106	0,0125	0,0091	0,0087	0,0122	0,0106
	7	0,0114	0,0121	0,0084	0,0079	0,0112	0,0103
	8	0,0104	0,0124	0,0080	0,0091	0,0111	0,0099
	9	0,0109	0,0119	0,0085	0,0089	0,0123	0,0108
	10	0,0101	0,0125	0,0087	0,0079	0,0111	0,0093
	Mittelwert	0,0107	0,0123	0,0085	0,0085	0,0116	0,0101
	Standabw.	0,0005	0,0003	0,0004	0,0006	0,0006	0,0006
1500	11	0,0110	0,0131	0,0110	0,0115	0,0147	0,0129
	12	0,0087	0,0100	0,0087	0,0083	0,0089	0,0078
	13	0,0081	0,0103	0,0085	0,0091	0,0095	0,0069
	14	0,0096	0,0100	0,0092	0,0087	0,0089	0,0072
	15	0,0086	0,0101	0,0091	0,0087	0,0087	0,0082
	Mittelwert	0,0092	0,0107	0,0093	0,0092	0,0101	0,0086
	Standabw.	0,0012	0,0013	0,0010	0,0013	0,0026	0,0025

Tabelle 10-3: Winkeländerung nach dem Tiefziehen; Stahlblech DP 980 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

F _{BH} [kN]	Bauteil	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
	Nr.:	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]
300	1	12,29	18,66	14,76	13,93	17,55	11,03
	2	12,44	18,18	14,26	14,53	17,44	12,06
	3	12,49	17,89	14,89	14,15	17,81	10,76
	4	12,20	17,41	14,28	14,27	17,58	10,78
	5	11,82	19,04	14,60	13,96	17,31	10,53
	Mittelwert	12,36	18,04	14,55	14,17	17,54	11,03
	Standabw.	0,13	0,52	0,32	0,25	0,19	0,60
900	6	10,53	17,41	12,75	12,02	13,17	6,01
	7	9,97	16,29	12,30	11,22	11,85	5,78
	8	7,57	16,62	11,33	12,64	13,37	8,59
	9	10,60	16,00	12,85	12,61	15,21	7,06
	10	7,68	16,20	12,47	13,10	14,96	10,52
	Mittelwert	9,67	16,58	12,31	12,32	13,71	7,59
	Standabw.	1,43	0,61	0,69	0,67	1,39	1,98
1500	11	6,54	11,24	9,73	9,60	10,45	6,02
	12	11,46	16,89	14,19	13,52	15,64	9,81
	13	10,02	15,16	13,86	13,32	16,04	9,23
	14	7,62	15,28	12,88	13,89	16,39	10,95
	15	9,95	15,52	13,88	13,45	16,58	9,69
	Mittelwert	8,91	14,64	12,67	12,76	15,02	9,14
	Standabw.	2,24	2,40	2,03	2,00	2,58	1,86

Tabelle 10-4: Zargenkrümmung nach dem Tiefziehen; Stahlblech DP 980 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

F _{BH} [kN]	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]
300	1	0,0147	0,0164	0,0113	0,0113	0,0161	0,0155
	2	0,0150	0,0169	0,0099	0,0114	0,0172	0,0156
	3	0,0150	0,0175	0,0105	0,0113	0,0169	0,0164
	4	0,0149	0,0187	0,0115	0,0119	0,0180	0,0167
	5	0,0155	0,0175	0,0099	0,0115	0,0149	0,0151
	Mittelwert	0,0150	0,0174	0,0106	0,0115	0,0166	0,0159
Standabw.	0,0003	0,0009	0,0008	0,0003	0,0012	0,0007	
900	6	0,0126	0,0167	0,0097	0,0110	0,0117	0,0103
	7	0,0145	0,0161	0,0102	0,0113	0,0109	0,0109
	8	0,0152	0,0154	0,0110	0,0121	0,0120	0,0099
	9	0,0114	0,0158	0,0096	0,0117	0,0142	0,0127
	10	0,0132	0,0140	0,0108	0,0122	0,0152	0,0120
	Mittelwert	0,0134	0,0156	0,0103	0,0117	0,0128	0,0112
Standabw.	0,0015	0,0010	0,0006	0,0005	0,0018	0,0011	
1500	11	0,0086	0,0103	0,0094	0,0090	0,0092	0,0077
	12	0,0119	0,0140	0,0094	0,0103	0,0123	0,0103
	13	0,0094	0,0139	0,0072	0,0097	0,0135	0,0120
	14	0,0112	0,0125	0,0098	0,0105	0,0126	0,0115
	15	0,0117	0,0124	0,0109	0,0106	0,0136	0,0119
	Mittelwert	0,0106	0,0126	0,0094	0,0100	0,0122	0,0107
Standabw.	0,0015	0,0015	0,0013	0,0007	0,0018	0,0018	

Tabelle 10-5: Zargenkrümmung nach dem Tiefziehen in Abhängigkeit von der Stößelbewegungskinematik und der Blechhalterkraft; Stahlblech DP 600 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

Variante	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]
I	1	0,0095	0,0094	0,0072	0,0062	0,0100	0,0107
	2	0,0088	0,0092	0,0071	0,0060	0,0093	0,0092
	3	0,0091	0,0097	0,0075	0,0067	0,0081	0,0075
	4	0,0077	0,0096	0,0063	0,0081	0,0091	0,0108
	5	0,0091	0,0093	0,0087	0,0055	0,0101	0,0101
	Mittelwert	0,0089	0,0094	0,0074	0,0065	0,0093	0,0097
	Standabw.	0,0007	0,0002	0,0009	0,0010	0,0008	0,0014
II	6	0,0084	0,0103	0,0065	0,0067	0,0089	0,0084
	7	0,0076	0,0089	0,0067	0,0060	0,0084	0,0074
	8	0,0086	0,0092	0,0066	0,0070	0,0090	0,0088
	9	0,0072	0,0108	0,0068	0,0062	0,0085	0,0079
	10	0,0084	0,0086	0,0065	0,0058	0,0080	0,0070
	Mittelwert	0,0080	0,0096	0,0066	0,0064	0,0086	0,0079
	Standabw.	0,0006	0,0010	0,0001	0,0005	0,0004	0,0007
III	11	0,0052	0,0063	0,0061	0,0064	0,0060	0,0056
	12	0,0058	0,0076	0,0062	0,0063	0,0066	0,0061
	13	0,0054	0,0068	0,0069	0,0064	0,0074	0,0061
	14	0,0070	0,0064	0,0063	0,0061	0,0073	0,0057
	15	0,0060	0,0074	0,0062	0,0062	0,0082	0,0065
	Mittelwert	0,0059	0,0069	0,0063	0,0063	0,0071	0,0060
	Standabw.	0,0007	0,0006	0,0003	0,0001	0,0008	0,0004

Tabelle 10-6: Winkeländerung nach dem Tiefziehen in Abhängigkeit von der Stößelbewegungskinematik und der Blechhalterkraft; Stahlblech DP 800 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

Variante	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [°]	R [°]	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]
I	1	8,19	12,40	10,68	10,15	13,65	7,90
	2	8,29	12,67	11,29	10,05	12,75	8,48
	3	8,41	13,48	10,49	10,90	12,93	9,27
	4	8,81	14,35	10,76	10,31	13,10	7,79
	5	9,18	13,60	11,14	10,29	12,86	8,39
	Mittelwert	8,43	13,23	10,81	10,34	13,06	8,37
	Standabw.	0,27	0,88	0,34	0,38	0,35	0,59
II	6	7,23	12,66	9,52	10,15	11,93	8,72
	7	7,91	13,04	10,02	9,88	12,39	8,34
	8	8,09	13,20	10,33	10,51	12,82	8,34
	9	7,28	12,70	9,56	9,86	11,94	8,26
	10	8,18	13,26	10,38	10,50	12,84	8,71
	Mittelwert	7,74	12,97	9,96	10,18	12,38	8,47
	Standabw.	0,45	0,28	0,41	0,32	0,45	0,22
III	11	6,90	10,08	8,73	8,73	9,88	6,33
	12	6,29	10,34	8,80	8,94	9,67	6,29
	13	7,16	9,84	8,62	8,97	8,72	6,73
	14	6,65	9,39	9,08	8,79	10,49	7,37
	15	6,31	9,21	8,43	8,68	9,64	7,28
	Mittelwert	6,75	9,91	8,81	8,82	9,68	6,80
	Standabw.	0,37	0,40	0,20	0,12	0,64	0,51

Tabelle 10-7: Zargenkrümmung nach dem Tiefziehen in Abhängigkeit von der Stößelbewegungs kinematik und der Blechhalterkraft; Stahlblech DP 800 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

Variante	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]
I	1	0,0110	0,0123	0,0083	0,0079	0,0124	0,0122
	2	0,0122	0,0127	0,0102	0,0084	0,0125	0,0115
	3	0,0121	0,0127	0,0089	0,0087	0,0128	0,0117
	4	0,0119	0,0144	0,0087	0,0083	0,0125	0,0119
	5	0,0122	0,0136	0,0094	0,0086	0,0127	0,0112
	Mittelwert	0,0119	0,0132	0,0091	0,0084	0,0126	0,0117
	Standabw.	0,0005	0,0008	0,0007	0,0003	0,0002	0,0001
II	6	0,0100	0,0129	0,0090	0,0093	0,0129	0,0112
	7	0,0108	0,0125	0,0096	0,0089	0,0131	0,0110
	8	0,0117	0,0136	0,0077	0,0088	0,0129	0,0115
	9	0,0116	0,0126	0,0075	0,0092	0,0130	0,0113
	10	0,0102	0,0133	0,0097	0,0090	0,0129	0,0116
	Mittelwert	0,0109	0,0130	0,0087	0,0090	0,0130	0,0113
	Standabw.	0,0008	0,0005	0,0010	0,0002	0,0001	0,0003
III	11	0,0083	0,0100	0,0084	0,0089	0,0095	0,0080
	12	0,0079	0,0101	0,0091	0,0087	0,0084	0,0072
	13	0,0089	0,0093	0,0091	0,0090	0,0091	0,0094
	14	0,0089	0,0088	0,0091	0,0092	0,0101	0,0080
	15	0,0085	0,0095	0,0086	0,0087	0,0082	0,0083
	Mittelwert	0,0085	0,0095	0,0089	0,0089	0,0091	0,0082
	Standabw.	0,0004	0,0005	0,0003	0,0002	0,0008	0,0008

Tabelle 10-8: Winkeländerung nach dem Tiefziehen in Abhängigkeit von der Stößelbewegungskinematik und der Blechhalterkraft: Stahlblech DP 980 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

Variante	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [°]	R [°]	L [°]	R [°]	L [°]	R [°]
I	1	12,29	18,66	14,76	13,93	17,55	11,03
	2	12,44	18,18	14,26	14,53	17,44	12,06
	3	12,49	17,89	14,89	14,15	17,81	10,76
	4	12,20	17,41	14,28	14,27	17,58	10,78
	5	11,82	19,04	14,60	13,96	17,31	10,53
	Mittelwert	12,36	18,04	14,55	14,17	17,54	11,03
	Standabw.	0,13	0,52	0,32	0,25	0,19	0,60
II	6	12,06	17,73	14,69	14,42	17,92	12,19
	7	12,67	19,79	14,38	14,33	16,66	11,43
	8	13,86	19,04	15,22	15,50	18,91	12,01
	9	11,94	17,82	14,34	15,40	16,70	11,48
	10	13,78	19,88	15,18	14,12	18,96	12,28
	Mittelwert	12,86	18,85	14,76	14,75	17,83	11,88
	Standabw.	0,92	1,04	0,42	0,65	1,13	0,40
III	11	9,83	13,42	12,63	13,26	15,49	11,03
	12	9,93	14,44	13,03	12,88	15,24	11,15
	13	9,32	13,14	12,47	13,30	16,54	11,79
	14	10,22	14,78	13,22	13,28	16,30	11,92
	15	-	-	-	-	-	-
	Mittelwert	9,83	13,95	12,84	13,18	15,89	11,47
	Standabw.	0,38	0,79	0,35	0,20	0,63	0,45

Tabelle 10-9: Zargenkrümmung nach dem Tiefziehen in Abhängigkeit von der Stößelbewegungskinematik und der Blechhalterkraft; Stahlblech DP 980 (Mittelwert arithmetisch berechnet, Standabw. - Standardabweichung)

Variante	Bauteil Nr.:	Schnitt 1		Schnitt 2		Schnitt 3	
		L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]	L [1/mm]	R [1/mm]
I	1	0,0147	0,0164	0,0113	0,0113	0,0161	0,0155
	2	0,0150	0,0169	0,0099	0,0114	0,0172	0,0156
	3	0,0150	0,0175	0,0105	0,0113	0,0169	0,0164
	4	0,0149	0,0187	0,0115	0,0119	0,0180	0,0167
	5	0,0155	0,0175	0,0099	0,0115	0,0149	0,0151
	Mittelwert	0,0150	0,0174	0,0106	0,0115	0,0166	0,0159
	Standabw.	0,0003	0,0009	0,0008	0,0003	0,0012	0,0007
II	6	0,0149	0,0161	0,0112	0,0117	0,0177	0,0160
	7	0,0155	0,0176	0,0108	0,0105	0,0145	0,0135
	8	0,0162	0,0158	0,0132	0,0116	0,0137	0,0151
	9	0,0148	0,0176	0,0130	0,0122	0,0174	0,0162
	10	0,0161	0,0154	0,0106	0,0106	0,0132	0,0134
	Mittelwert	0,0155	0,0165	0,0118	0,0113	0,0153	0,0148
	Standabw.	0,0007	0,0010	0,0013	0,0007	0,0021	0,0013
III	11	0,0123	0,0125	0,0104	0,0119	0,0149	0,0131
	12	0,0109	0,0136	0,0109	0,0121	0,0139	0,0123
	13	0,0113	0,0122	0,0106	0,0117	0,0140	0,0130
	14	0,0107	0,0131	0,0110	0,0114	0,0139	0,0128
	15	-	-	-	-	-	-
	Mittelwert	0,0113	0,0129	0,0107	0,0118	0,0142	0,0128
	Standabw.	0,0007	0,0006	0,0003	0,0003	0,0005	0,0004

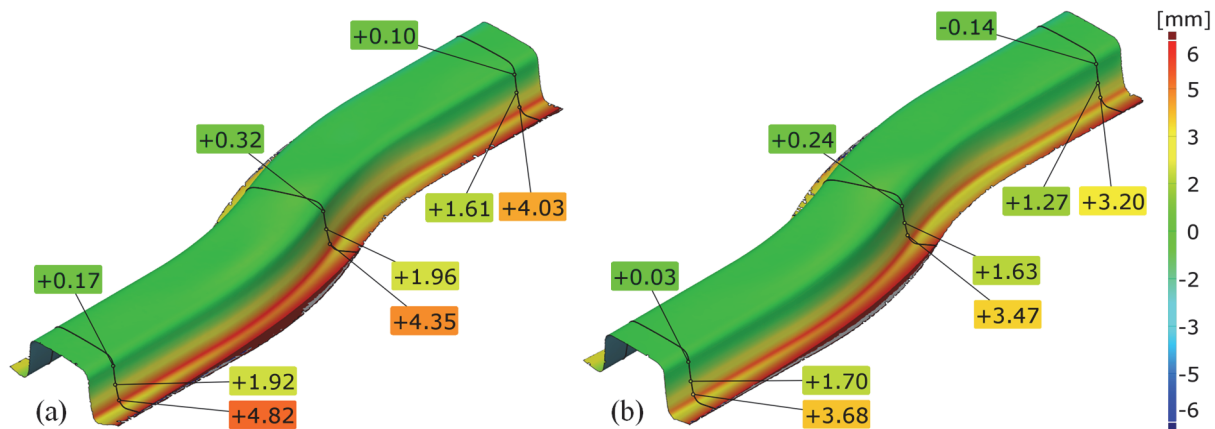


Abbildung 10-1: Formabweichungen für den Werkstoff DP 600 in Bezug auf die in Unterkapitel 6.2 durchgeführten Untersuchungen; (a) Variante II (b) Variante III

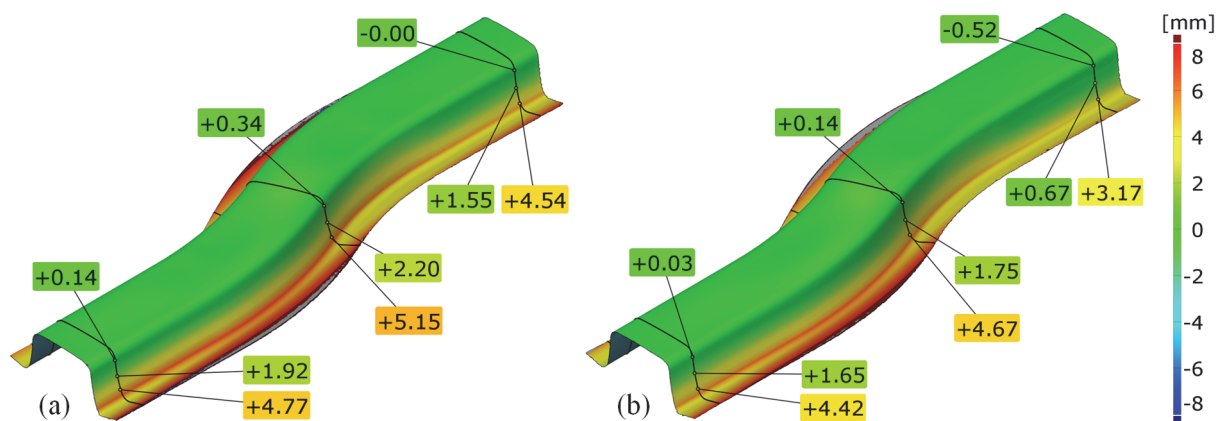


Abbildung 10-2: Formabweichungen für den Werkstoff DP 800 in Bezug auf die in Unterkapitel 6.2 durchgeführten Untersuchungen; (a) Variante II (b) Variante III

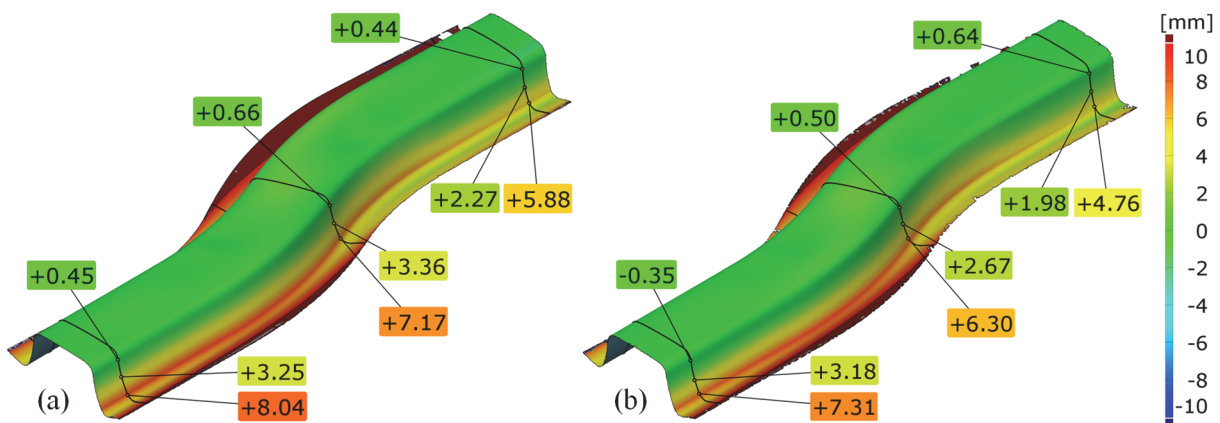


Abbildung 10-3: Formabweichungen für den Werkstoff DP 980 in Bezug auf die in Unterkapitel 6.2 durchgeführten Untersuchungen; (a) Variante II (b) Variante III

10.2 Vergleich der Formabweichungen nach dem Tiefziehen und dem Nachformen der Bauteilzarge

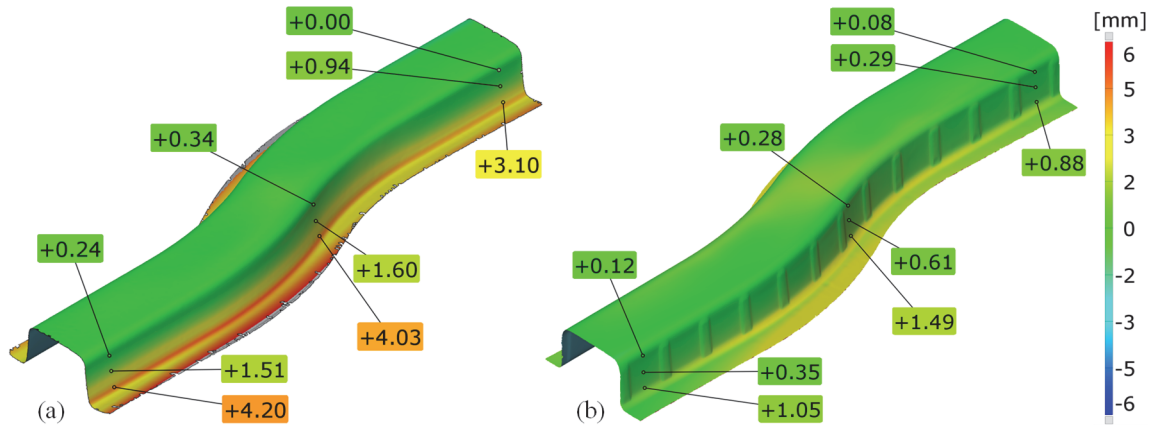


Abbildung 10-4: Vergleich der Formabweichungen für den Werkstoff DP 600; (a) nach dem Tiefziehen ($F_{BH}=1500$ kN), (b) nach dem Nachformen

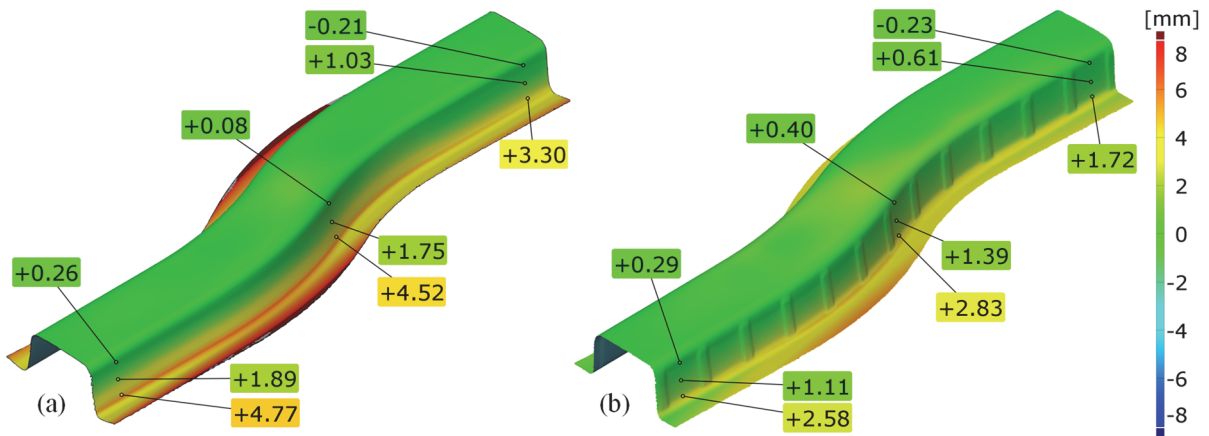


Abbildung 10-5: Vergleich der Formabweichungen für den Werkstoff DP 800; (a) nach dem Tiefziehen ($F_{BH}=1500$ kN), (b) nach dem Nachformen

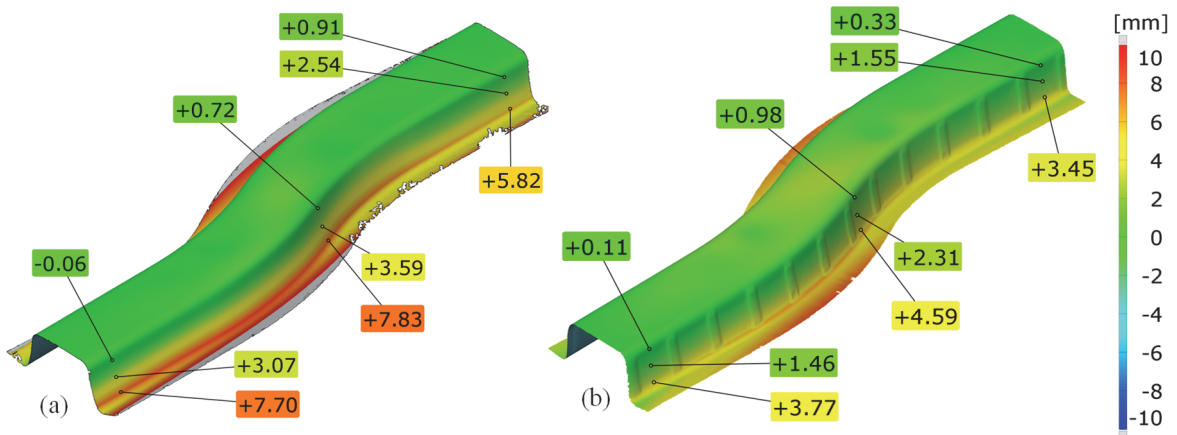


Abbildung 10-6: Vergleich der Formabweichungen für den Werkstoff DP 980; (a) nach dem Tiefziehen ($F_{BH}=1500$ kN), (b) nach dem Nachformen

10.3 Ermittlung der Platineneinlaufkinematik des Tiefziehens mit wechselseitigem Platineneinlauf

10.3.1 Platineneinlaufkinematik beim Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes

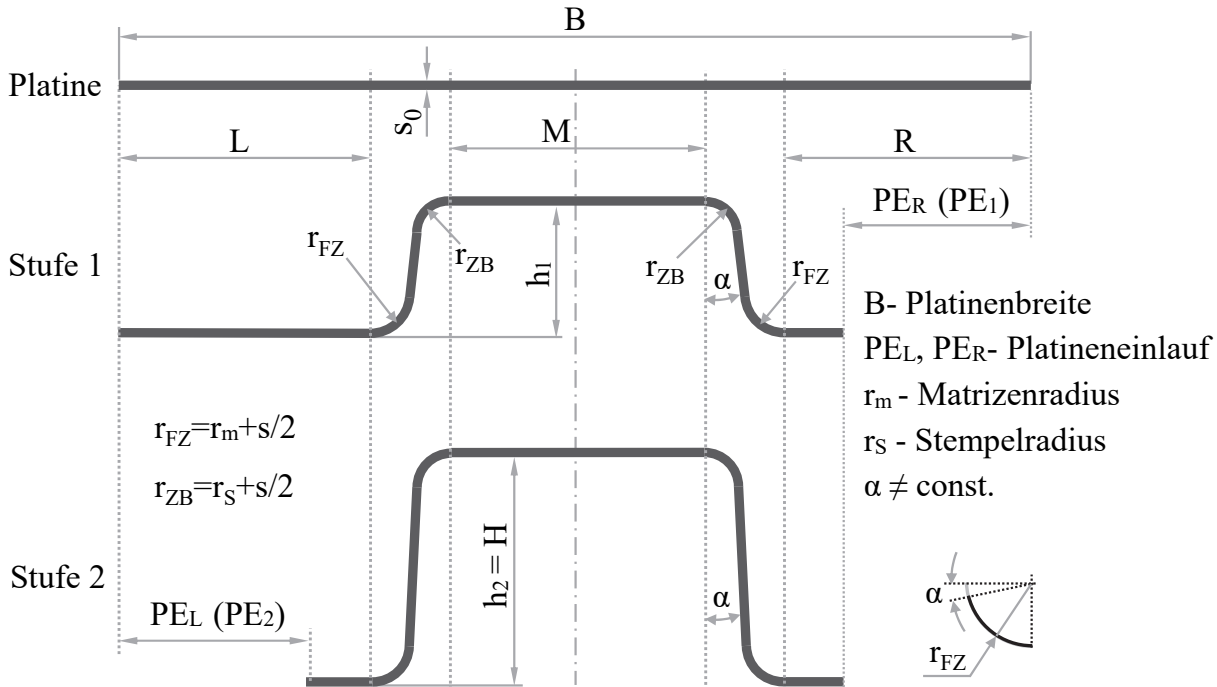


Abbildung 10-7: Profilquerschnitte beim Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes

$$\begin{aligned}
 B = & L - PE_L + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{H}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 & + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{H}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 & - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + R - PE_R
 \end{aligned}$$

- Bei $H = 40 \text{ mm}$ beträgt der Winkel $\alpha \approx 2,4^\circ$

$$\begin{aligned}
 160 = & 44,25 - PE_L + \frac{6,5\pi(90^\circ - 2,4^\circ)}{180^\circ} + \frac{40}{\cos 2,4^\circ} - \left(\frac{6,5}{\cos 2,4^\circ} - 6,5 \cdot \tan 2,4^\circ \right) \\
 & - \left(\frac{6,3}{\cos 2,4^\circ} - 6,3 \cdot \tan 2,4^\circ \right) + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 2,4^\circ)}{180^\circ} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 2,4^\circ)}{180^\circ} \\
 & + \frac{40}{\cos 2,4^\circ} - \left(\frac{6,3}{\cos 2,4^\circ} - 6,3 \cdot \tan 2,4^\circ \right) - \left(\frac{6,5}{\cos 2,4^\circ} - 6,5 \cdot \tan 2,4^\circ \right) \\
 & + \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 2,4^\circ)}{180^\circ} + 44,25 - PE_R
 \end{aligned}$$

Daraus ergeben sich Platineneinläufe $PE_L = PE_R = 33,37 \text{ mm}$

- Ermittlung der ersten Ziehtiefe h_1 (unter Vernachlässigung $\alpha = 0^\circ$)

$$B = L + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + h_1 - r_{FZ} - r_{ZB} + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + h_1 - r_{ZB} - r_{FZ} + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + R - PE_{R(1)}$$

$$160 = 44,25 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + h_1 - 6,5 - 6,3 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + h_1 - 6,3 - 6,5 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + 44,25 - 33,37$$

$$\rightarrow h_1 = 23,3 \text{ mm}$$

Bei der Ziehtiefe $h_1 = 23,3 \text{ mm}$ beträgt der Winkel der Zargenneigung $\alpha = 5,9^\circ$.

- Bestimmung der Abweichung des berechneten Platineneinlaufs, mit und ohne Berücksichtigung des Winkels α

$$160 = 44,25 + \frac{6,5\pi(90^\circ - 5,9^\circ)}{180^\circ} + \frac{23,3}{\cos 5,9^\circ} - \left(\frac{6,5}{\cos 5,9^\circ} - 6,5 \cdot \tan 5,9^\circ \right) - \left(\frac{6,3}{\cos 5,9^\circ} - 6,3 \cdot \tan 5,9^\circ \right) + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 5,9^\circ)}{180^\circ} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 5,9^\circ)}{180^\circ} + \frac{23,3}{\cos 5,9^\circ} - \left(\frac{6,3}{\cos 5,9^\circ} - 6,3 \cdot \tan 5,9^\circ \right) - \left(\frac{6,5}{\cos 5,9^\circ} - 6,5 \cdot \tan 5,9^\circ \right) + \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 5,9^\circ)}{180^\circ} + 44,25 - PE_{R(1)}$$

Der Platineneinlauf in der ersten Stufe bei der Ziehtiefe von $h_1 = 23,3 \text{ mm}$ unter Berücksichtigung des Winkels der Zargenneigung beträgt $PE_{R(1)} = 33,41 \text{ mm}$. Beim Vergleich der berechneten Ergebnisse hinsichtlich der Platineneinlaufes mit und ohne Berücksichtigung des Winkels kann eine Differenz von 0,04 mm festgestellt werden.

10.3.2 Platineneinlaufkinematik des Tiefziehens mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen

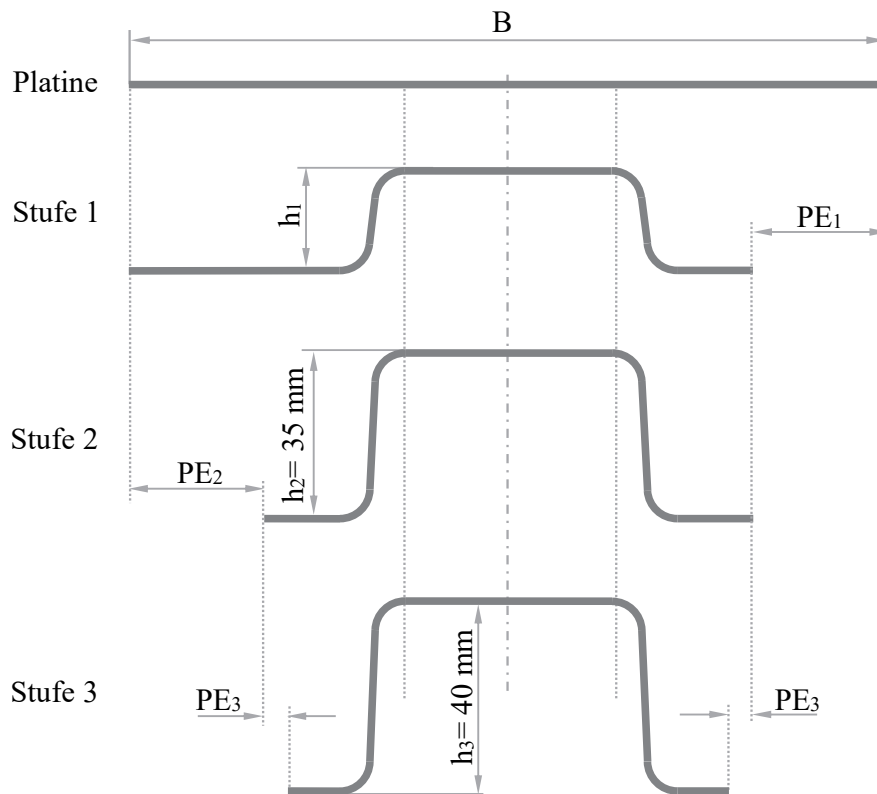


Abbildung 10-8: Profilquerschnitte beim Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen

Wie in Abbildung 10-8 dargestellt, werden die Bauteilzargen in der letzten 5 mm des Ziehvorganges gestreckt. Daraus ergibt sich die Ziehtiefe $H = 35 \text{ mm}$ ($\alpha \approx 2,9^\circ$), bei der die Seite des Platineneinlaufes gewechselt wird.

$$\begin{aligned}
 B &= L - PE_2 + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{H}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 &+ \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{H}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 &- \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + R - PE_1 \\
 160 &= 44,25 - PE_2 + \frac{6,5\pi(90^\circ - 2,9^\circ)}{180^\circ} + \frac{35}{\cos 2,9^\circ} - \left(\frac{6,5}{\cos 2,9^\circ} - 6,5 \cdot \tan 2,9^\circ \right) \\
 &- \left(\frac{6,3}{\cos 2,9^\circ} - 6,3 \cdot \tan 2,9^\circ \right) + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 2,9^\circ)}{180^\circ} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 2,9^\circ)}{180^\circ} \\
 &+ \frac{35}{\cos 2,9^\circ} - \left(\frac{6,3}{\cos 2,9^\circ} - 6,3 \cdot \tan 2,9^\circ \right) - \left(\frac{6,5}{\cos 2,9^\circ} - 6,5 \cdot \tan 2,9^\circ \right) \\
 &+ \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 2,9^\circ)}{180^\circ} + 44,25 - PE_1
 \end{aligned}$$

Hiermit konnte der Platineneinlauf von beiden Seiten des Bauteils bei der Ziehtiefe von 35 mm berechnet werden, und beträgt $PE_1 = PE_2 = 28,38 \text{ mm}$.

- Ermittlung der ersten Ziehtiefe h_1 (unter Vernachlässigung $\alpha = 0^\circ$)

$$B = L + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + h_1 - r_{FZ} - r_{ZB} + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + h_1 - r_{ZB} - r_{FZ} + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + R - PE_1$$

$$160 = 44,25 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + h_1 - 6,5 - 6,3 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + h_1 - 6,3 - 6,5 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + 44,25 - 28,38$$

Daraus ergibt sich die erste Ziehtiefe $h_1 = 20,8 \text{ mm}$. Bei dieser Ziehtiefe beträgt der Winkel $\alpha = 7,4^\circ$.

- Ermittlung des einseitigen Platineneinlaufes bei der Ziehtiefe von $h_1 = 20,8 \text{ mm}$ unter Berücksichtigung des Winkels der Zargenneigung α

$$160 = 44,25 + \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 7,4^\circ)}{180^\circ} + \frac{20,8}{\cos 7,4^\circ} - \left(\frac{6,5}{\cos 7,4^\circ} - 6,5 \cdot \tan 7,4^\circ \right) - \left(\frac{6,3}{\cos 7,4^\circ} - 6,3 \cdot \tan 7,4^\circ \right) + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 7,4^\circ)}{180^\circ} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 7,4^\circ)}{180^\circ} + \frac{20,8}{\cos 7,4^\circ} - \left(\frac{6,3}{\cos 7,4^\circ} - 6,3 \cdot \tan 7,4^\circ \right) - \left(\frac{6,5}{\cos 7,4^\circ} - 6,5 \cdot \tan 7,4^\circ \right) + \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 7,4^\circ)}{180^\circ} + 44,25 - PE_1$$

$$\rightarrow PE_1 = 28,45 \text{ mm}$$

Diesbezüglich beträgt die Differenz zwischen den berechneten Platineneinläufen mit und ohne Berücksichtigung des entsprechenden Winkels der Zargenneigung 0,07 mm.

10.3.3 Platineneinlaufkinematik des Tiefziehens mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen

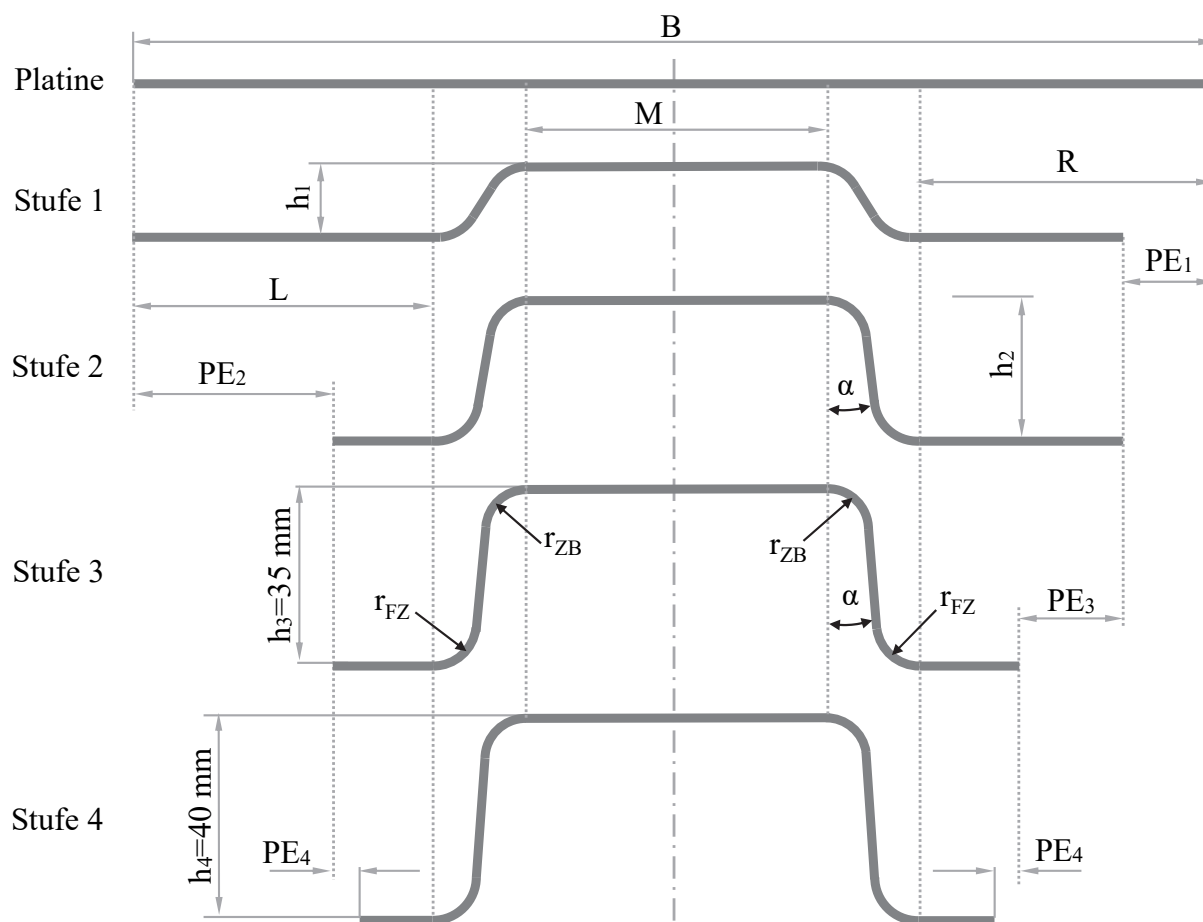


Abbildung 10-9: Profilquerschnitte beim Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen

- Annahme $PE_3 = PE_2/2$

Bei der Ziehtiefe $h_3 = 35 \text{ mm} \rightarrow PE_3 = 28,38/2 \cong 14,2 \text{ mm}$

- Ermittlung der zweiten Ziehtiefe h_2

$$B = L - PE_2 + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + h_2 - (r_{FZ} + r_{ZB}) + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + h_2 - (r_{ZB} + r_{FZ}) + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + R - PE_1$$

$$160 = 44,25 - 28,38 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + h_2 - (6,5 + 6,3) + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + h_2 - (6,3 + 6,5) + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + 44,25 - 14,2$$

$$\rightarrow h_2 = 27,94 \text{ mm}$$

Bei der Ziehtiefe von 27,94 mm beträgt der Winkel $\alpha = 4,2^\circ$.

- Bestimmung der Abweichung im Platineneinlauf am Ende der zweiten Stufe, berechnet mit und ohne Berücksichtigung des Winkels α

$$\begin{aligned}
 B = L - PE_2 + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{h_2}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{h_2}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + R - PE_1
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 160 = 44,25 - PE_2 + \frac{6,5\pi(90^\circ - 4,2^\circ)}{180^\circ} + \frac{27,94}{\cos 4,2^\circ} - \left(\frac{6,5}{\cos 4,2^\circ} - 6,5 \cdot \tan 4,2^\circ \right) \\
 - \left(\frac{6,3}{\cos 4,2^\circ} - 6,3 \cdot \tan 4,2^\circ \right) + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 4,2^\circ)}{180^\circ} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 4,2^\circ)}{180^\circ} \\
 + \frac{27,94}{\cos 4,2^\circ} - \left(\frac{6,3}{\cos 4,2^\circ} - 6,3 \cdot \tan 4,2^\circ \right) - \left(\frac{6,5}{\cos 4,2^\circ} - 6,5 \cdot \tan 4,2^\circ \right) \\
 + \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 4,2^\circ)}{180^\circ} + 44,25 - 14,2
 \end{aligned}$$

$$\rightarrow PE_2 = 28,46 \text{ mm}$$

Bei der Ziehtiefe von 27,94 mm beträgt die Differenz zwischen den berechneten Platineneinläufe mit und ohne Berücksichtigung des entsprechenden Winkels der Zargenneigung 0,08 mm.

- Ermittlung der ersten Ziehtiefe für den Fall des Tiefziehens mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes

Platineneinlauf in der ersten Stufe beträgt $PE_1 = PE_3 = PE_2/2 = 14,2 \text{ mm}$.

$$\begin{aligned}
 B = L + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + h_1 - r_{FZ} - r_{ZB} + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi}{2} + h_1 - r_{ZB} - r_{FZ} + \frac{r_{FZ} \cdot \pi}{2} + R \\
 - PE_{R(1)}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 160 = 44,25 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + h_1 - 6,5 - 6,3 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot 3,14}{2} + h_1 - 6,3 \\
 - 6,5 + \frac{6,5 \cdot 3,14}{2} + 44,25 - 14,2
 \end{aligned}$$

$$\rightarrow h_1 = 13,75 \text{ mm } (\alpha = 19,8^\circ)$$

- Berechnung des Platineneinlaufes in der ersten Stufe unter Berücksichtigung des Winkels der Zargenneigung α

$$\begin{aligned}
 B &= L + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{h_1}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 &+ \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + M + \frac{r_{ZB} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + \frac{h_1}{\cos \alpha} - \left(\frac{r_{ZB}}{\cos \alpha} - r_{ZB} \cdot \tan \alpha \right) \\
 &- \left(\frac{r_{FZ}}{\cos \alpha} - r_{FZ} \cdot \tan \alpha \right) + \frac{r_{FZ} \cdot \pi(90^\circ - \alpha)}{180^\circ} + R - PE_1 \\
 160 &= 44,25 + \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 19,8^\circ)}{180^\circ} + \frac{13,75}{\cos 19,8^\circ} - \left(\frac{6,5}{\cos 19,8^\circ} - 6,5 \cdot \tan 19,8^\circ \right) \\
 &- \left(\frac{6,3}{\cos 19,8^\circ} - 6,3 \cdot \tan 19,8^\circ \right) + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 19,8^\circ)}{180^\circ} + 43,6 + \frac{6,3 \cdot \pi(90^\circ - 19,8^\circ)}{180^\circ} \\
 &+ \frac{20,8}{\cos 19,8^\circ} - \left(\frac{6,3}{\cos 19,8^\circ} - 6,3 \cdot \tan 19,8^\circ \right) - \left(\frac{6,5}{\cos 19,8^\circ} - 6,5 \cdot \tan 19,8^\circ \right) \\
 &+ \frac{6,5 \cdot \pi(90^\circ - 19,8^\circ)}{180^\circ} + 44,25 - PE_1
 \end{aligned}$$

$$\rightarrow PE_1 = 14,69 \text{ mm}$$

In diesem Fall beträgt die Differenz zwischen den berechneten Platineneinläufen, mit und ohne Berücksichtigung des entsprechenden Winkels der Zargenneigung 0,49 mm. Um diese Differenz zu minimieren, kann die entsprechende Ziehtiefe in der ersten Stufe iterativ gesucht werden, bei der der Platineneinlauf so nah wie möglich den erforderlichen Wert aufweist. In diesem Zusammenhang lag der Platineneinlauf bei etwa 14,22 mm bei einer Ziehtiefe von $h_1 = 13,5 \text{ mm}$ ($\alpha = 20,7^\circ$), was in Bezug auf den geforderten Wert von 14,2 mm ein zufriedenstellendes Ergebnis darstellt.

10.4 Einfluss der Stempelradien auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufs

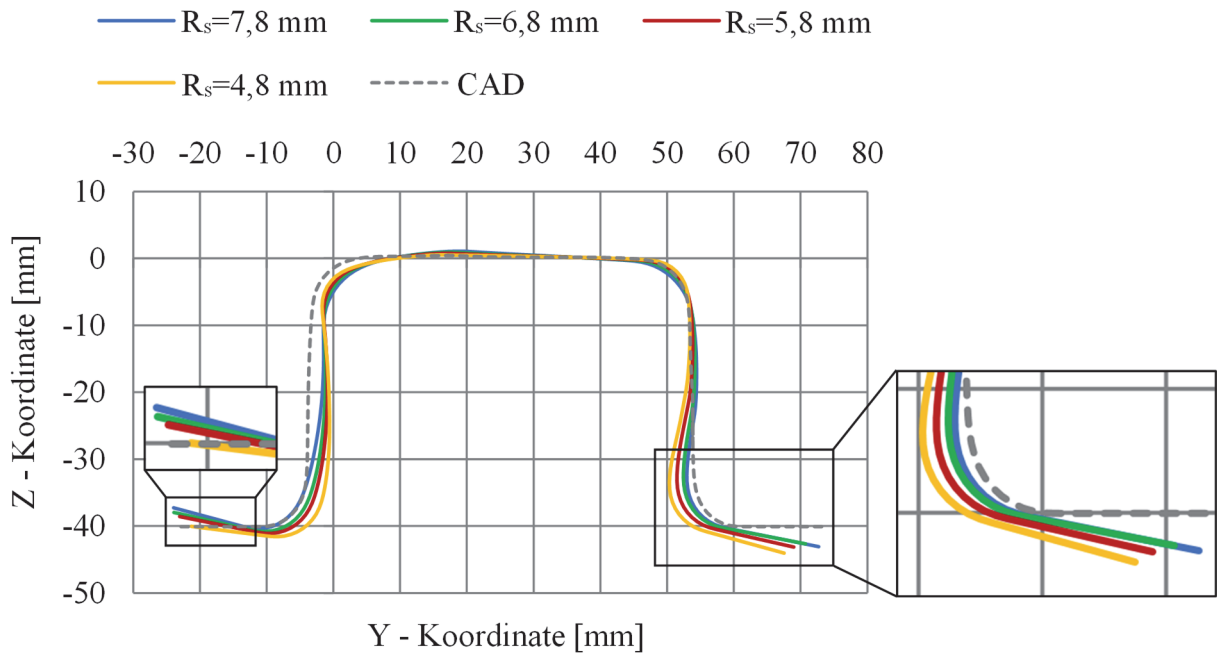


Abbildung 10-10: Einfluss der Stempelradien auf die Rückfederung beim Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf (Werkstoff DP 980, Blechdicke 0,97 mm)

10.5 Einfluss der Matrizenradien auf die Rückfederung nach dem Tiefziehen mit zweimaligem Wechsel des Platineneinlaufes

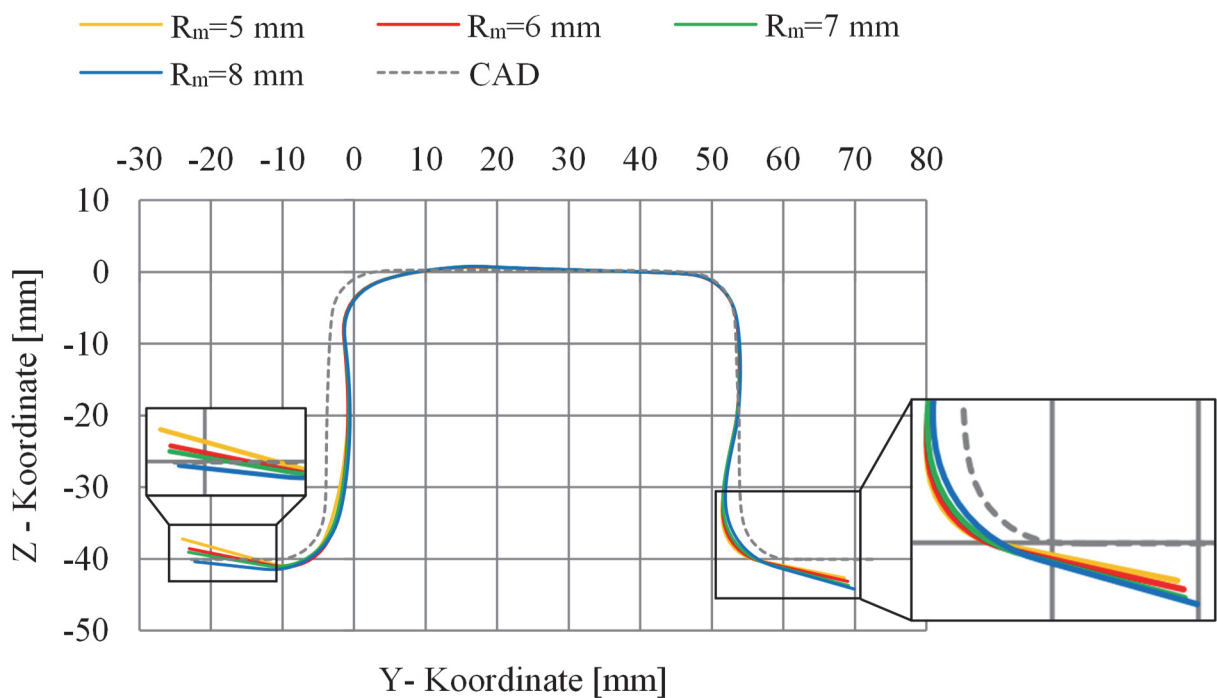


Abbildung 10-11: Einfluss des Matrizenradius auf die Rückfederung beim Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf (Werkstoff DP 980, Blechdicke 0,97 mm)

10.6 Abweichung zwischen Simulation und Experiment nach dem Tiefziehen mit dreimaligem Wechsel des Platineneinlaufes und anschließender Streckung der Bauteilzargen

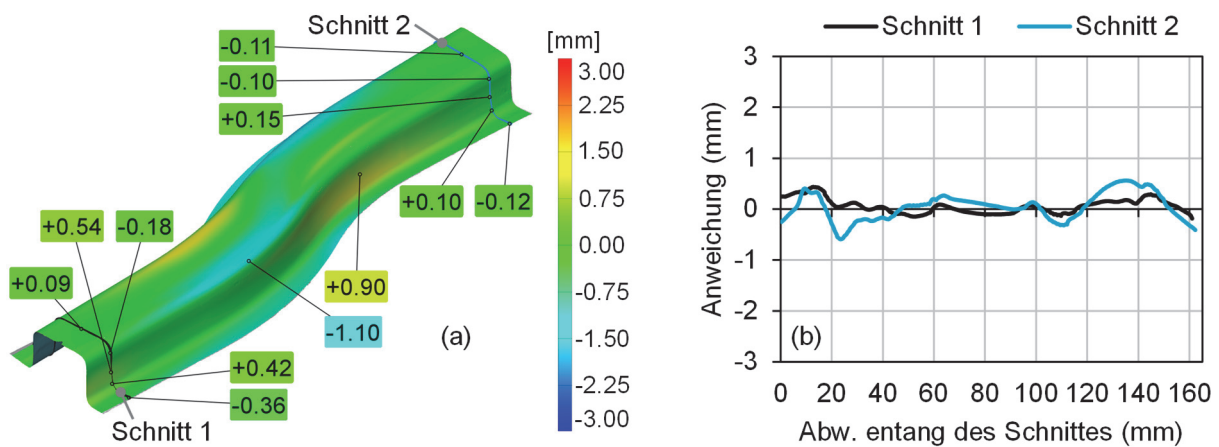


Abbildung 10-12: (a) Dreidimensionale Darstellung der Abweichung zwischen Simulation und Experiment nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf und anschließender Streckung der Bauteilzargen, (b) Abweichung entlang der Auswertungsschnitte; Ziehtiefe in der ersten Stufe 13,5 mm, in der zweiten Stufe 28 mm (13,5+14,5), in der dritten Stufe 35 mm (28+7) und in der letzten Stufe 40 mm (Werkstoff DP 980)

10.7 Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf für verschiedene Werkstoffe

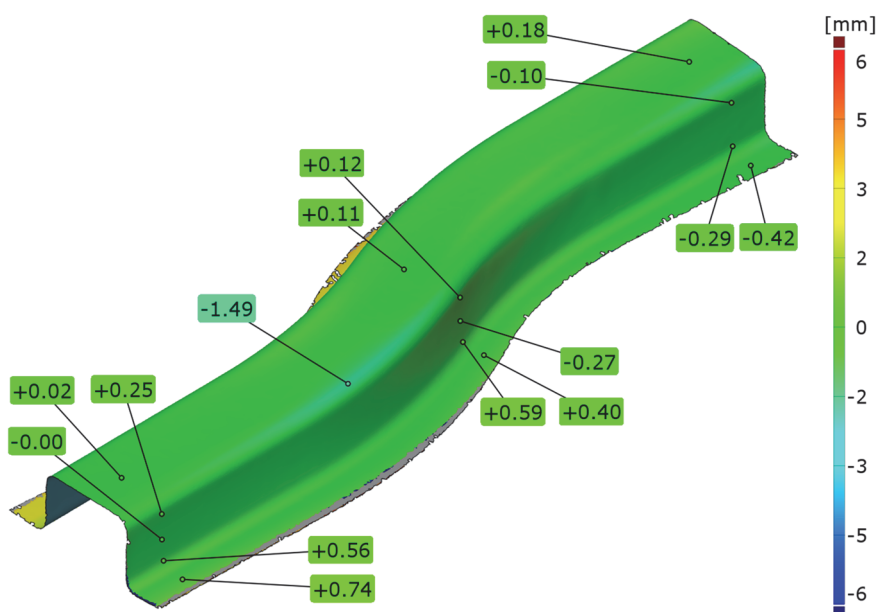


Abbildung 10-13: Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf für den Werkstoff DP 600 (Platineneinlaufkinematik gemäß Abbildung 8-30)

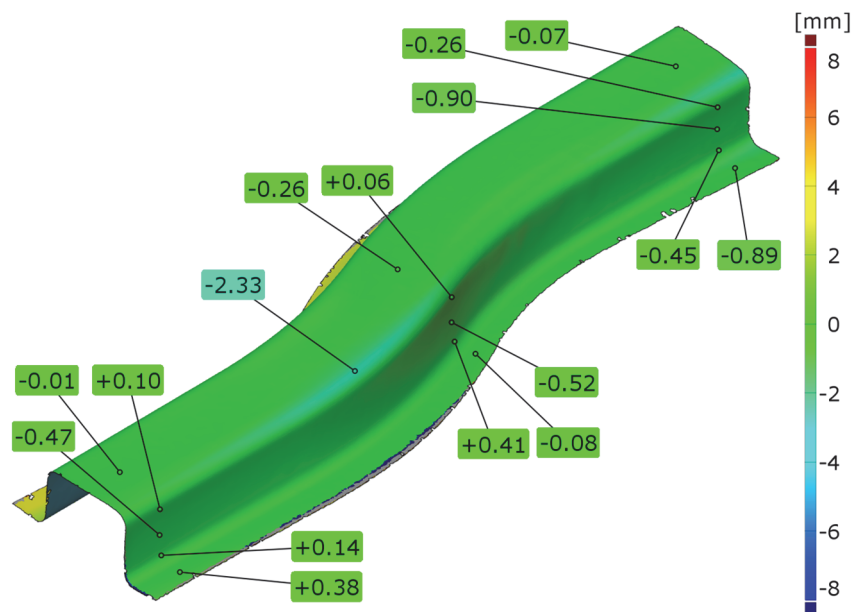


Abbildung 10-14: Formabweichungen nach dem Tiefziehen mit wechselseitigem Platineneinlauf für den Werkstoff DP 800 (Platineneinlaufkinematik gemäß Abbildung 8-30)

11 Literaturverzeichnis

- [Abe66] Abel, A., Ham, R. K.: *The Cyclic Strain Behaviour of Crystals of Aluminium-4 Wt.% Copper-i. the Bauschinger Effect*, Acta Metallurgica 14(11), S. 1489-1494, 1966.
- [Ahs14] N., N.: *Advanced High-Strength Steel (AHSS) Application Guidelines*, Version 5.0, www.worldautosteel.org, 2014.
- [Alt12] Altan, T., Tekkaya, A.E.: *Sheet Metal Forming; Processes and Applications*, ASM International – The Materials Information Society, 2012.
- [Ary12] Aryanpour, A., Green, D.: *Evaluation of LS Dyna Material Models for the Analysis of Sidewall Curl in AHSS*, 12th International LS-DYNA Users Conference, 2012
- [Ayr84] Ayres, R. A.: *SHAPESET: A Process to Reduce Sidewall Curl Springback in High-Strength Steel Rails*, Journal of Applied Metalworking Vol. 3, No. 2, S. 127-134, 1984.
- [Ban05] Banabic, D., Aretz, H., Comsa, D. S., Paraianu, L.: *An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets*, Int. J. Plasticity 21, S. 493-512, 2005.
- [Ban10] Banabic, D.: *Sheet Metal Forming Processes: Constitutive Modelling and Numerical Simulation*, ISBN 978-3-540-88112-4, Springer-Verlag, Berlin, 2010.
- [Bar08] Bargel, H., Schulze, G.: *Werkstoffkunde*, 10. Bearbeitete Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-540-79296-3, 2008.
- [Bar89] Barlat, F., Lian, J.: *Plastic behavior and stretchability of sheet metals Part I: A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions*, International Journal of Plasticity 5 (1), S. 51-66, 1989.
- [Bat86] Bate, P.S., Wilson, D.V.: *Analysis of the Bauschinger Effekt*, Acta Materialia 34, S. 1097-1105, 1986.
- [Bec04] Beck, S.: *Optimierung der Zargenspannung beim Ziehen unregelmäßiger Blechformteile*, Dissertation, IFU Stuttgart, 2004.
- [Bei11] Beier, T., Kessler, L., Gerlach, J.: *Erfahrungen beim Abgleich von Werkstoffmodellen für die Umformsimulation mit Stahlwerkstoffen*, LS-Dyna Forum, Filzderstadt, 2011.
- [Bet93] Beth, M.: *Untersuchungen zum Rückfederungsverhalten von Feinblechen bei Tief- und Streckziehvorgängen*, Dissertation, Universität Darmstadt, 1993.
- [Bil10] Billur, E., Altan, T.: *Challenges in Forming Advanced High Strength Steels*, New Developments in Sheet Metal Forming Proceedings, S. 285-304, 2010.
- [Bir13] Birkert, A., Haage, S., Straub, M.: *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile*, Springer-Verlag, 2013.
- [Bir17] Birkert, A., Hartmann, B., Straub, M.: *New method for springback compensation for the stamping of sheet metal components*, J. Phys.: Conf. Ser. 896 012067.
- [Bir18] Birkert, A., Hartmann, B., Scholle, M., Straub, M.: *Optimization of the process robustness of the stamping of complex body parts with regard to dimensional accuracy*, IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 418 012107.

- [Bog05] Boger, R. K., Wagoner, R. H., Barlat, F., Lee, M. G., Chung, K.: *Continuous, large strain, tension/compression testing of sheet material*, International Journal of Plasticity 21, S. 2319-2343, 2005.
- [Bri19] Briesenick, D., Liewald, M., Radonjic, R., Celalettin, K.: *Enhanced accuracy in springback prediction for multistage sheet metal forming processes*, Proceedings of the 9th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP), S. 111-120, 2019.
- [Bru14] Bruschi, S., Altan, T., Banabic, D., Bariani, P. F., Brosius, A., Cao, J., Ghiotti, A., Khraisheh, M., Merklein, M., Tekkaya, A. E.: *Testing and modelling of material behavior and formability in sheet metal forming*, CIRP Annals – Manufacturing Technology 63, S. 727-749, 2014.
- [Bur08] Burchitz, I.A.: *Improvement of Springback Prediction in Sheet Metal Forming*, Dissertation, Universität Twente, 2008.
- [Cha11] Chapelle, D., Bathe, K. J.: *The Finite Element Analysis of Shells – Fundamentals*, Springer Verlag Berlin, Heidelberg, 2011.
- [Cha89] Chaboche, J. L.: *Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic Viscoplasticity*, International Journal of Plasticity Vol. 5, S. 247-302, 1989.
- [Che05] Chen, F.K., Tseng, P.C.: *Deformation Analysis of Side-Wall Curl in the Sheet-Metal Forming of Flanged Channels*, Journal of Manufacturing Science and Engineering Vol. 127, S. 369-375, 2005.
- [Che12] Chen, X.: *Development of simulation technology for forming of advanced high strength steel*, Dissertation, McMaster University, 2012.
- [Cho13] Chongthairungruang, B., Uthaisangasuk, V., Suranuntchai, S., Jirathearanat, S.: *Springback prediction in sheet metal forming of high strength steels*, Materials and Design 50, S. 253–266, 2013.
- [Cob09] Cobo, R., Pla, M., Hernandez, R., Benito, J. A.: *Analysis of the Decrease of the Apparent Young's Modulus of Advanced High Strength Steels and Its Effect in Bending Simulations*, IDDRG Conference Proceedings, S. 109-117, 2009.
- [Doe10] Doege, E., Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, ISBN: 10 3-540-23441-1, 2010.
- [Doi10] Doig, M., Kaupper, M., Kraska, M., Eßer, G., Merklein, M., Roll, K., Kessler, L.: *Inverse Identification of Kinematic Hardening Parameters with Bending tests*, IDDRG Conference Proceedings, S. 555-563, 2010.
- [Egg11] Eggertsen, P. A., Mattiasson, K.: *On the identification of kinematic hardening material parameters for accurate springback prediction*, Int. J. Mater. Form. 4, S. 103-120, 2011.
- [Ele01] Elend, L.E.: *Einsatz elastischer Niederhaltersysteme zur Erweiterung der Prozessgrenzen beim Tiefziehen*, Dissertation, Universität Hannover, 2001.
- [Emr13] Emrich, A.: *Systematik zur Robustheitsanalyse von Umformprozessen für Karosseriekomponenten aus Blech*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2013.
- [Fir07] Firat, M.: *U-channel forming analysis with an emphasis on springback deformation*, Materials and Design 28, S. 147-154, 2007.
- [Gan04] Gan, W., Wagoner, R.H.: *Die design method for sheet springback*, International Journal of Mechanical Sciences 46, S. 1097-1113, 2004.

- [Gek13] Geka, T., Asakura, M., Kiso, T., Sugiyama, T., Takamura, M., Asakawa M.: *Reduction of springback in Hat Channel with High-strength Steel Sheet by Stroke Returning Deep Drawing*, Key Eng. Materials, Vols.554-557, S.1320-1330, 2013.
- [Ger06] Gerlach, J., Keßler, L.: *The impact of material testing strategies on determination and calibration of different FEM material models*, IDDRG Conference Proceedings, S. 113-120, 2006.
- [Ger07] Gerlach, J., Kessler, L., Rösen, H.: *Weiterentwicklung der Umformsimulation für Stahlwerkstoffe – Konsequenzen für den Anwender*, LS-DYNA Anwenderforum, Frankenthal, 2007.
- [Gha10] Ghaei, A.: *Modeling Springback in Stamped Automotive Structures*, Dissertation, University of Windsor, 2010.
- [Gös10] Gössling, M. J.: *Metamodellunterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung*, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2010.
- [Gru18] Grubenmann, M., Barth, K., Heingärtner, J., Manopulo, N., Hora, P., Torkabadi, A., Boogaard, T., Rösen, H.: *Analysis of yield locus description on springback behaviour of CR700Y980T-DP steel*, IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 418 012108.
- [Har04] Harnau, M.: *Finite Volumen- und Schalelemente für große Deformationen und Kontakt*, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2004.
- [Has15] Hassan, H. U., Maqbool, F., Güner, A., Hartmaier, A., Khalifa, N.B., Tekkaya, A.E.: *Springback prediction and reduction in deep drawing under influence of unloading modulus degradation*, International Journal of Material Forming, DOI 10.1007/s 12289- 015-1248-5.
- [Has16] Hassan, H. U.: *Springback in deep drawing – Accurate prediction and reduction*, Dissertation, Technische Universität Dortmund. 2016.
- [Hel04] Heller, T., Hoffmann, O., Etzold, U., Imlau, K. P.: *Neue Stähle für moderne Fahrzeugkarosserien*, Sonderbände der praktischen Metallographie 36, S. 9-18, 2004.
- [Hil48] Hill, R.: *A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic materials*, Proc. Roy. Soc. A193, S. 281-297, 1948.
- [Hil90] Hill, R.: *Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metal*, J. Mech. Phys. Solids 38, S. 405-417, 1990.
- [Hoc75] Hockett, J. E., Sherby, O. D.: *Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23, S. 87-98, 1975.
- [Hof12] Hoffmann, H., Neugebauer, R., Spur, G.: *Handbuch Umformen*, Carl Hanser Verlag, München, ISBN: 978-3-446-42778-5, 2012.
- [Hou17] Hou, Y., Min, J., Lin, J., Liu, Z., Carsley, J. E., Stoughton, T. B.: *Springback prediction of sheet metals using improved material models*, Procedia Engineering 207, S. 173-178, 2017.
- [Hüt01] Hütte, H.: *Untersuchung zum Rückfederungsverhalten hochfester Stahlblechwerkstoffe beim Tiefziehen*. Dissertation, Universität Hannover, 2001

- [Ing09] Ingarao, G., Di Lorenzo, R., Micari, F.: *Analysis of stamping performances of dual phase steels: A multi-objective approach to reduce springback and thinning failure*, Materials and Design 30, S. 4421-4433, 2009.
- [Jia18] Jia, Y., Pu, C., Zhu, F., Schmid, K., Wang, Y.: *A New Hybrid Bead with Post-stretching Method to Effectively Control Spring-back for Advanced High Strength Steel*, IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 418 012101.
- [Kah82] Kahl, K.W.: *Automatisierung von Umformmaschinen; Vorausbestimmung des Biege winkels*, Industrieanzeiger Nr. 85, S. 22-24, 1982.
- [Kah85] Kahl, K.-W.: *Untersuchungen zur Verbesserung der Form- und Maßgenauigkeit beim Biegen von Blechen*, Dissertation, Universität Dortmund, 1985.
- [Kar01] Karaman, I., Sehitoglu, H., Chumlyakov, Y. I., Maier, H. J., Kireeva, I. V.: *The Effect of Twinning and Slip on the Bauschinger Effect of Hadfield Steel Single Crystals*, Metallurgical and materials Transactions Vol. 32A, S. 685-706, 2001.
- [Kar96] Karafillis, A. P., Boyce, M. C.: *Tooling and binder design for sheet metal forming processes compensating springback error*, Int. J. Mach. Tools Manufact. Vo. 36, No. 4, S. 503-526, 1996.
- [Kes08] Kessler, L., Gerlach, J., Aydin, M.-S.: *Springback Simulation with Complex Hardening Material Models*, 7. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2008.
- [Kib17] Kibben, M., Flehmig, T., Nierhoff, D., Marx, A.: *Beschnittfreies kalibrierendes Tiefziehen (BKT) – Ein innovatives Fertigungsverfahren für höchstfeste Kaltumformteile*, EFB-Kolloquium, Tagungsband T44, S.155-164, ISBN 978-3-86776-503-9.
- [Kib18] Kibben, M., Bode, L., Flehmig, T., Nierhoff, D., Marx, A.: *smartform® by thyssenkrupp – Enhancement of Production Processes for a Cost Optimized Cold Forming of High Strength Steel*, New Developments in Sheet Metal Forming, Fellbach, S. 87-96, 2018.
- [Kim11] Kim, H., Kimchi, M., Kardes, N., Altan, T.: *Effects of Variable Elastic Modulus on Springback Predictions in Stamping Advanced High-Strength Steels (AHSS)*, 10th International Conference on Technology of Plasticity, 2011.
- [Kle03] Kleiner, M., Geiger, M., Klaus, A.: *Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming*, CIRP Annals Vol. 52, Issue 2, S. 521-542, 2003.
- [Kle15] Klein, B.: *FEM-Grundlagen und Anwendungen der Finite-Elemente-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*, 10. verbesserte Auflage, Springer Vieweg, ISBN 978-3-658-06053-4, 2015.
- [Klo06] Klocke, F., König, W.: *Fertigungsverfahren Umformen, 5., neu bearbeitete Auflage*, ISBN 978-3-540-23650-4, Springer-Verlag, Berlin, 2006.
- [Kom16] Komgrit, L., Hamasaki, H., Hino, R., Yoshida, F.: *Elimination of springback of high-strength steel sheet by using additional bending with counter punch*, Journal of Materials Processing Technology 229, S. 199-206, 2016.
- [Kon18] Konzack, S., Radonjic, R., Liewald, M., Altan, T.: *Prediction and reduction of springback in 3D hat shape forming of AHSS*, Procedia Manufacturing 15, S. 660-667, 2018.
- [Kra05] Krasovskyy, A.: *Verbesserte Vorhersage der Rückfederung in der Blechumformung durch weiterentwickelte Werkstoffmodelle*, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2005.

- [Kuw05] Kuwabara, T.: *Advances of Plasticity Experiments on Metal Sheets and Tubes and their Applications to Constitutive Modeling*, CP778 Volume A, Numisheet, S. 20-39, 2005.
- [Kuz08] Kuziak, R., Kawalla, R., Waengler, S.: *Advanced high strength steels for automotive industry*, Archives of Civil and Mechanical Engineering Vol. VIII, No. 2, S. 103-117, 2008.
- [Laj13] Lajarin, S., Marcondes, P.: *Influence of computational parameters and nonlinear unloading behavior on springback simulation*, J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng. 35, S.123–129, 2013.
- [Lan90] Lange, K.: *Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 3: Blechbearbeitung. 2.*, völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, ISBN 3-540-50039-1, Springer-Verlag, Berlin, 1990.
- [Law14] Lawanwong, K., Hamasaki, H., Hino, R., Yoshida, F.: *A novel technology to eliminate U-bending springback of high strength steel sheet by using additional bending with counter punch*, Procedia Engineering 81, S. 957-962, 2014.
- [Li02] Li, K. P., Carden, W.P., Wagoner, R.H.: *Simulation of springback*, International Journal of Mechanical Sciences 44, S. 103-122, 2002.
- [Li11] Li, H., Sun, G., Li, G., Gong, Z., Li, Q.: *On twist springback in advanced high-strength steels*, Materials and Design 32, S. 3272-3279, 2011.
- [Lie13] Liewald, M., Radonjic, R.: *Strategies for Springback Reduction and Compensation of Advanced High Strength Steels in Forming Processes*, In Conference Proceedings Tools and Technologies for Processing Ultra High Strength Materials-TTP2013, S. 323-332, Graz, 2013.
- [Lie14a] Liewald, M., Radonjic, R.: *Springback Behavior of Deep Drawn Components Depending on Forming Conditions*, 4th International Conference on Steels in Cars and Trucks, S. 38-45, Braunschweig, 2014.
- [Lie14b] Liewald, M., Radonjic, R., Wagner, S.: *Forming of Advanced High Strength Steels*, 9th International Conference on Industrial Tools and Material Processing Technologies, S. 295-303, Ljubljana, Slovenia, 2014.
- [Lie14c] Liewald, M., Radonjic, R.: *Behavior of advanced high strength steels in deep drawing processes*, Annals of Faculty Engineering Hunedoara - International Journal of Engineering, S. 141-146, 2014.
- [Lie14d] Liewald, M., Wagner, S., Radonjic, R.: *Chances and risks when using high strength steel sheets in structural parts of modern car bodies*, 14. Internationales Stuttgarter Symposium, S. 493-507, 2014.
- [Lie19] Liewald, M., Radonjic, R., Briesenick, D.: *Towards springback compensation when forming structural parts of modern lightweight car bodies*, 39th SENAFOR Conference, Brazil, 2019.
- [Lud09] Ludwik, P.: *Elemente der technologischen Mechanik*, Springer-Verlag, Berlin, 1909.
- [LSD18] N.N.: *LS-DYNA Keyword user's manual Volume II Material Models*, www.dynaform.de, 2018.
- [Mar92] Marciniak, Z., Duncan, J.L.: *Mechanics of sheet metal forming*, Edward Arnold, London, 1992.

- [Mel15] Melander, A., Thoors, H., Stenberg, N.: *Spring back evaluation for high and ultra high strength sheet steels with the bending under tension machine*, Int. J. Mater. Form. 8, S. 137-144, 2015.
- [Mey19] Meya, R., Löbbecke, C., Tekkaya, A.E.: *Stress State Analysis of Radial Stress Superposed Bending*, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, <https://doi.org/10.1007/s12541-019-00040-0>.
- [Mis28] Mises, R. v.: *Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen*, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik 8, S161-185, 1928.
- [Mor96] Morestin, F., Boivin, M.: *On the necessity of taking into account the variation in the Young modulus with plastic strain in elastic-plastic software*, Nuclear Engineering and Design 162, S. 107-116, 1996.
- [Mou18] Mousavi, A., Brosius, A.: *Improving the springback behavior of deep drawn parts by macro-structured tools*, IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 418 012105.
- [Nas15] Nasdala, L.: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*, 3. Aktualisierte Auflage, ISBN 978-3-658-06629-1, Springer Vieweg, 2015.
- [Neu08] Neugebauer, R., Lieber, T.: *Experimentelle Untersuchung von werkzeuggeometrischen Maßnahmen zur Kompensation der Rückfederung*, Forschungsvorhaben P662, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, ISBN: 3-937567-62-3, 2008.
- [Ozs14] Ozsoy, M., Esener, E., Ercan, S., Firat, M.: *Springback Predictions of a Dual-phase Steel Considering Elasticity Evolution in Stamping Process*, Arab. J. Sci. Eng. 39, S. 3199-3207, 2014.
- [Pha14] Pham, C.H., Thuillier, S., Manach, P-Y.: *Experimental investigation and numerical prediction of twisting*, IDDRG Conference Proceedings, S. 131-135, 2014.
- [Rad15] Radonjic, R., Liewald, M., Han, F.: *Influence of blank holder stiffness on part surface quality in deep drawing process*, 12th International Conference on Accomplishments in Electrical and Mechanical Engineering and Information Technology, S. 205-212, 2015.
- [Rad16] Radonjic, R., Liewald, M.: *Approaches for springback reduction when forming ultra high-strength sheet metals*, IOP Conf. Series: Materials Science & Engineering 159 (2016) 012028, doi:10.1088/1757-899X/159/1/012028.
- [Rad17a] Radonjic, R., Liewald, M.: *Forming with alternating blank draw-in as a new approach for springback reduction*, 5th International Conference on Steels in Cars and Trucks, Amsterdam, 2017.
- [Rad17b] Radonjic, R., Liewald, M.: *Tiefziehen ohne Rückfederung*, UMFÖRMtechnik, (4/2017), S.18-19, 2017.
- [Rad17c] Radonjic, R., Liewald, M.: *Forming of ultra-high-strength sheet metals with alternating blank draw-in*, 11th European LS-Dyna Conference, Salzburg, 2017.
- [Rad19] Radonjic, R., Liewald, M.: *New process design for reduction of springback by forming with alternating blank draw-in*, Procedia Manuf., vol. 29, pp. 217-224, 2019.
- [Rad20] Radonjic, R., Liewald, M.: *Process design for the forming of hat shaped sheet metal parts with alternating blank draw-in*, New Developments in Sheet Metal Forming Proceedings, S. 163-172, 2020.

- [Rei11] Reitter, G.: *Versteifungssicken-Grundwissen, Gestaltungsempfehlungen, Stand der Technik*, 2. Auflage, Bretten, 2011, www.4Ming.de.
- [Roh02] Rohleder, M.: *Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen*, Dissertation, Universität Dortmund, 2002.
- [Rol04] Roll, K., Lemke, T., Wiegand, K.: *Simulationsgestützte Kompensation der Rückfederung*, LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg, 2004.
- [Rol93] Roll, K.: *Numerische Verfahren in der Prozesssimulation in der Umformtechnik*, In: *Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft*, Band 4, Herausgeber K. Lange, Springer Verlag, S. 330-435, 1993.
- [Roo15] Roos, E., Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure*, 5. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-642-54988-5, 2015.
- [Rös08] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 3. Auflage, Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2008.
- [Sch02] Schmidt-Jürgensen, R.: *Untersuchung zur Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen beim Tiefziehen*, Universität Hannover, Dissertation, 2002.
- [Sch15] Schuler, F., Koch, N.: *Effective springback compensation of advanced high strength steels*, Global Automotive Lightweight Vehicle Manufacturing: Joining Forming & Assembly Summit, Birmingham, 2015.
- [Sch98] N.N.: *Schuler Handbuch der Umformtechnik*, Schuler GmbH, Springer-Verlag Berlin, London, New York, ISBN 3-540-14760-8, 1998.
- [Sev12] Sever, N. K., Mete, O. H., Demiralp, Y., Choi, C., Altan, T.: *Springback Prediction in Bending of AHSS-DP 780*, Proceedings of NAMRI/SME Vol. 40, 2012.
- [Shi08] Shi, M.F, Zuh, X., Xia, C., Stoughton, T.: *Determination of nonlinear isotropic/kinematic Hardening constitutive parameters for AHSS using tension and compression tests*, Proceedings of Numisheet 2008, S. 264-270, 2008.
- [Sie15] Siegert, K.: *Blechumformung, Verfahren, Werkzeuge und Maschinen*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Stuttgart, ISBN 978-3-540-02488-0.
- [Sil18] Silveira, V. L., Haase, O. C., Stemler, P. M. A., Viana, R. A. M., Duarte, A. S.: *FEM stress state analysis on springback reduction methods: variable blank holder force and stake bead*, IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 418 012109.
- [Sim89] Simon, H.: *Rechnergestützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden*. Dissertation, Universität Hannover 1989.
- [Spu12] Spur, G., Hoffmann, H., Neugebauer, R.: *Handbuch Umformen*, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, ISBN 978-3-446-42778-5, 2012.
- [Sut15] Suttner, S., Rosenschon, M., Merklein, M.: *Evaluation of kinematic hardening models for multiple stress reversal under continuous cyclic shearing and multi-step-bending*, 10th European LS-DYNA Conference, Würzburg, 2015.
- [Swi52] Swift, H., W.: *Plastic instability under plane stress*, Journal of Mechanics and Physics of Solids 1, 1952.
- [Tay88] Taylor, B.: *Formability Testing of Sheet Metals*, ASM Handbook, 1988.

- [Tay95] Taylor, L., Cao, J., Karafillis, A.P., Boyce, M.C.: *Numerical simulations of sheet-metal forming*, Journal of Materials Processing Technology 50, S. 168-179, 1995.
- [Tek00] Tekkaya, A. E.: *State-of-the-art of simulation of sheet metal forming*, Journal of Material Processing Technology 103, S.14-22, 2000.
- [Voc48] Voce, E.: *The relationship between stress and strain for homogeneous deformation*, International Journal of Metals, 1948.
- [Wag03] Wagoner, R., Gan, W., Mao, K., Price, S., Rasouli, F.: *Design of Sheet Forming Dies for Springback Compensation*, Proceedings of ESAFORM 2003, ISBN 88-7676-211-6, S7-14, 2003.
- [Wag07] Wagoner, R., Li, M.: *Simulation of springback: Through-thickness integration*, International Journal of Plasticity Volume 23, Issue 3, S. 345–360, 2007.
- [Wag13] Wagoner, R. H., Lim, H., Lee, M-G.: *Advanced Issues in springback*, International Journal of Plasticity 45, S. 3-20, 2013.
- [Wei09] Weigert, P.: *Berücksichtigung formänderungsbedingter Effekte (Rückfederung) im Entwicklungsprozeß der Methodenplanung von tiefgezogenen Karosseriebauteilen*. Dissertation, Universität Chemnitz, 2009.
- [Wei14] Weinschenk, A., Volk, W.: *Decrease of Springback by Geometrical Modification of the Sheet Metal Part*, Advanced Materials Research, Vol. 1018, S. 277-284, 2014.
- [Wie10] Wiese, S.: *Verformung und Schädigung von Werkstoffen der Aufbau- und Verbindungstechnik*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2010, ISBN 978-3-642-05462-4.
- [Xu04] Xu, W. L., Ma, C. H., Li, C. H., Feng, W. J.: *Sensitive factors in springback simulation for sheet metal forming*, Journal of Materials Processing technology 151, S.217-222, 2004.
- [Xu05] Xu, S., Zhao, K., Lanker, T., Zhang, J., Wang, C.T.: *Springback Prediction, Compensation and Correlation for Automotive Stamping*, Numisheet, 2005.
- [Xue17] Xue, X., Liao, J., Vincze, G., Barlat, F.: *Twist springback characteristics of dual-phase steel sheet after non-axisymmetric deep drawing*, Int. J. Mater. Form. 10, S. 267-278, 2017.
- [Yin14] Yin, Q.: *Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch*, Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2014.
- [Yin15] Yin, Q., Tekkaya, A. E.: *Determining cyclic flow curves using the in-plane torsion test*, CIRP Annals – Manufacturing Technology 64, S. 261-264, 2015.
- [Yos02a] Yoshida, F., Uemori, T., Fujiwara, K.: *Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain*, International Journal of Plasticity 18, S. 633-659, 2002.
- [Yos02b] Yoshida, F., Uemori, T.: *A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation*, International Journal of Plasticity 18, S. 661-686, 2002.
- [Yos13] Yoshida, T., Isogai, E., Sato, K., Hashimoto, K.: *Springback Problems in Forming of High-Strength Steel Sheets and Countermeasures*, Nippon Steel Technical Report No. 103, 2013.

- [Zan13] Zhang, S., Sun, L., Niu, C.: *Measurements of Bauschinger effect and transient behavior of a quenched and partitioned advanced high strength steel*, Materials Science & Engineering A 586, S. 31-37, 2013.

Curriculum Vitae

PERSÖNLICHE DATEN

Name	Ranko Radonjić
Geburtsdatum	24.08.1982
Geburtsort	Doboj, Republika Srpska, Bosnien und Herzegowina
Familienstand	Verheiratet, 1 Tochter

SCHULISCHE AUSBILDUNG

1989 bis 1997	Grundschule Podnovlje, Republika Srpska, Bosnien und Herzegowina
1997 bis 2001	Technisches Gymnasium Doboj, Republika Srpska, Bosnien und Herzegowina Abschluss: Maschinenbautechniker

UNIVERSITÄRE AUSBILDUNG

10/2001 bis 6/2006	Studium des Maschinenwesens an der Universität Banja Luka, Republika Srpska, Bosnien und Herzegowina Abschluss: Diplom-Maschinenbauingenieur
10/2007 bis 12/2010	Magisterstudium an der Universität Banja Luka, Republika Srpska, Bosnien und Herzegowina Abschluss: Magister der Wissenschaften im Bereich Plastizitätstechnologie und Bearbeitungssysteme

BERUFLICHER UND WISSENSCHAFTLICHER WERDEGANG

08/2006 bis 08/2007	Dalekovod TKS a.d. Doboj, Republika Srpska, Bosnien und Herzegowina; Tätigkeit: Instandhaltung von Maschinen und Konstruktion der Werkzeuge und Anlagen für Produktion
09/2007 bis 07/2012	Universität Banja Luka, Maschinenbaufakultät Tätigkeit: Übungen für die Fächer Umformtechnik, Werkzeuge der Umformtechnik und Produktionstechnologien
08/2012 bis heute	Universität Stuttgart, Institut für Umformtechnik (IFU) Tätigkeit: wissenschaftlicher Mitarbeiter