

BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

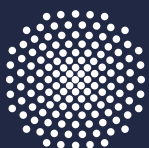


Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Apostolos Papaioanu

81

Einsatz eines neuartigen Verfahrens zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Außenhauptbeplankungen aus Feinblech



Universität Stuttgart

Einsatz eines neuartigen Verfahrens zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Außenhautbeplankungen aus Feinblech

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

vorgelegt von
Apostolos Papaioanu
aus Ostfildern

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens
Tag der mündlichen Prüfung: 09.12.2016

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart

2016

Dipl.-Ing. Apostolos Papaiaonu
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

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

D93

ISBN 978-3-946818-06-9

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 oder abgeschlossene Dissertationen, die am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart oder durch eine Zusammenarbeit zwischen dem Institut und einem Unternehmen entstanden sind bzw. um andersartige Abschlussberichte langjähriger Forschungsarbeiten.

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 metallischer Körper in Anlehnung an DIN 8580 beschreibt nicht nur die gezielte Änderung der Form, sondern auch die gezielte Änderung der Oberfläche und der Eigenschaften des Produktes durch den Umformvorgang. Die Technik des Umformens befasst sich daher mit einer möglichst guten Vorausbestimmbarkeit von finalen Produkteigenschaften, wobei die mathematische Beschreibung und die Modellbildung des Umformprozesses eine grundlegende Voraussetzung für die numerische Simulation mithilfe der Methode der Finiten Elemente (FEM) liefert.

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

Stets kürzere Entwicklungszeiten für neue Produkte der Umformtechnik einerseits und veränderte Wertschöpfungsketten, die Dynamik von Märkten, neue Technologien sowie veränderte Randbedingungen, wie z. B. Leichtbaubestrebungen und Initiativen im Sinne von Industrie 4.0, erfordern heute eine besondere Intensivierung der anwendungstechnisch ausgerichteten Forschung und Entwicklung auf diesen Gebieten. Moderne Forschungsstellen 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. stark anwendungsorientierte Prozesse der Lösungsfindung.

Ziel und Motivation für die Herausgabe dieser Berichte ist daher die Publikation solcher teils grundlagenorientierter, teils recht praxisorientierter Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, die an meinem Institut entstehen. Ein weiteres Ziel dieser Buchreihe ist das Bereitstellen einer fundierten Basis für weiterführende wissenschaftliche Arbeiten auf internationalem Niveau.

Mathias Liewald

Danksagung

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

Dem Direktor des Instituts für Umformtechnik, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA, danke ich für die Möglichkeit zur Promotion und das mir entgegengebrachte Vertrauen. Seine Förderung und Unterstützung bei meiner Forschungsarbeit sowie vielfältige wissenschaftliche Anregungen und wertvolle fachliche Diskussionen, haben meine wissenschaftliche Arbeit wesentlich geprägt.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens, Direktor des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen der Leibniz Universität Hannover, danke ich für die Durchsicht der Arbeit und die Übernahme des Mitberichtes.

Herrn Dr.-Ing. Dejan Schuster und Herrn Dr.-Ing. Ralf Schleich danke ich für die wissenschaftliche Unterstützung. Herrn Dipl.-Ing. Christian Held danke ich für die interessanten und hilfreichen fachlichen Diskussionen, sowie für seine Unterstützung bei zahlreichen Problemstellungen.

Bedanken möchte ich mich auch bei allen Mitarbeitern des Instituts für Umformtechnik, die durch ihre Unterstützung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Insbesondere möchte ich mich hierbei bei Herrn Dr.-Ing. Levente Kertesz und Herrn Dipl.-Ing. Kim Riedmüller für die wertvollen Hinweise sowie für deren moralische Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Wagner danke ich für seine Unterstützung während meiner Tätigkeit am IFU.

Dem technischen Personal des IFU danke ich für die zahlreichen Hinweise bei der Entwicklung von Versuchseinrichtungen sowie für deren Anfertigung. Herrn Werner Siegel danke ich für die uneingeschränkte Unterstützung bei der Durchführung von experimentellen Arbeiten.

Ich danke auch allen Studentinnen und Studenten, die mich bei der Durchführung dieser Arbeit unterstützt haben. Mein besonderer Dank gilt hierbei Frau Dipl.-Ing. Heike Schatton sowie Herrn Dipl.-Ing. Daniel Benignus.

Bei Herrn Martin Theiß und der Firma ESI GmbH möchte ich mich für den wertvollen Support sowie für die Unterstützung bei Problemstellungen zum Thema Umformsimulation bedanken.

Teile der im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden mit den Mitteln der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) und der Baden-Württemberg Stiftung gefördert. Für die finanzielle Förderung möchte ich mich an dieser Stelle bedanken.

Herrn Kimikazu Aida und Herrn Klaus Rothenhagen bin ich in besonderem Maße für den mir eingeräumten Freiraum beim Verfassen der Arbeit dankbar.

Abschließend danke ich meiner Familie und meinen Freunden für ihr Verständnis, die notwendige Ruhe und moralische Unterstützung während der Erstellung dieser Arbeit. Insbesondere bin ich meinen Eltern und meinem Bruder für die Unterstützung während meines Studiums und meiner Promotion dankbar.

Meiner Ehefrau Nadine und meiner Tochter Melina gilt mein ganz besonderer Dank. Mit ihrem Verständnis, ihrer unendlichen Geduld und ihrem permanenten Zuspruch haben sie im Wesentlichen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Ihnen ist diese Arbeit gewidmet.

Deizisau, Dezember 2016

Apostolos Papaioanu

Inhaltsverzeichnis

Geleitwort des Herausgebers.....	I
Danksagung.....	II
Inhaltsverzeichnis.....	IV
Formelzeichen und Abkürzungen	VII
Kurzfassung.....	XIII
Abstract	XIV
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	2
2.1 Allgemeines	2
2.1.1 Definition der Umformtechnik und wirtschaftliche Bedeutung	2
2.1.2 Einteilung der Umformverfahren.....	2
2.1.3 Streckziehen – Definition und Prozesseigenschaften	3
2.2 Relevante Grundlagen der Blechumformung	4
2.2.1 Metallkundliche Grundlagen.....	4
2.2.2 Plastomechanische Grundlagen	8
2.2.3 Mechanische Eigenschaften metallischer Werkstoffe	10
2.2.4 Mechanismen der Festigkeitssteigerung	10
2.2.5 Werkstoffkennwerte und deren Einfluss auf den Streckziehprozess	12
2.2.6 Tribologie in der Blechumformung	16
2.2.7 Finite-Elemente-Methode (FEM)	19
2.3 Verfahren und Werkzeuge des Streckziehens	22
2.3.1 Einfaches Streckziehen	22
2.3.2 Tangentiales Streckziehen.....	23
2.3.3 Streckziehen mit Gegenwerkzeug.....	24
2.3.4 Weitere Verfahrensvarianten des Streckziehens.....	25
2.3.5 Segmentiertes Streckziehen	32
2.4 SCS Streck- und Tiefziehen.....	33
2.5 Beuleigenschaften umformtechnisch hergestellter Blechformteile	35
2.5.1 Beulsteifigkeit von Außenhautbeplankungen	35
2.5.2 Beulfestigkeit von Außenhautbeplankungen	38
2.5.3 Prüfung des Beulverhaltens von Außenhautbeplankungen	43
2.5.4 Forminstabilität von Blechen unter globalem Zug	45

3	Voruntersuchungen	47
3.1	Analyse des aktuellen technischen Stands der SCS-Technologie	47
3.1.1	Einfluss der Formelementegeometrie auf den Umformprozess.....	47
3.1.2	Verfahrensgrenzen der SCS-Technologie.....	53
3.1.3	Experimenteller Nachweis der Funktion	55
3.1.4	Seriennahes Werkzeug auf Basis der SCS-Technologie.....	57
3.1.5	Bewertung des Materialnutzungsgrades	60
3.2	Bauteilanalyse und Fehlerdiagnose	61
4	Motivation und Zielsetzung der Arbeit	63
4.1	Motivation.....	63
4.2	Zielsetzung der Arbeit	64
5	Grundlagenuntersuchungen zur Wirkungsweise der SCS-Technologie	65
5.1	Ermittlung des Biege- und Reibungsanteils an Formraden	65
5.1.1	Modelle zur Beschreibung von Biege- und Reibungsvorgängen.....	65
5.1.2	Prüfstände zur Ermittlung von Biege- und Reibungskenngrößen	66
5.1.3	Neuer Laborprüfstand zur Messung der Biege- und Reibungskräfte	70
5.2	Untersuchung und Bewertung der Oberflächentopographie	78
5.2.1	Vorauswahl geeigneter Beschichtungen	79
5.2.2	Charakterisierung der Oberflächentopographie	80
5.2.3	Ermittlung druckabhängiger Reibungszahlen.....	83
5.3	Entwicklung eines modularen SCS-Versuchswerkzeuges	85
5.3.1	Einfluss geometrischer und tribologischer Parameter	87
5.3.2	Simulation des Umformprozesses und Validierung	92
5.4	Übertragung der SCS-Technologie auf Aluminiumlegierungen	93
5.4.1	Ebenes Recken von Aluminiumplatinen.....	94
5.4.2	Simulation des Umformprozesses und Validierung	96
5.4.3	Einfluss der natürlichen Alterung des verwendeten Blechwerkstoffs	97
6	Übertragung der SCS-Prozesskinematik auf verschiedene Bauteilgeometrien	101
6.1	SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Fondtürbeplankung	101
6.1.1	FEM-basierte Optimierung des bestehenden Werkzeugkonzeptes.....	101
6.1.2	Werkzeugneukonstruktion und Inbetriebnahme	106
6.1.3	Herstellung von Bauteilen im Laborbetrieb.....	109
6.2	SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Dachbeplankung.....	111

6.2.1	FEM-basierte Werkzeugentwicklung	111
6.2.2	Werkzeugkonstruktion und Inbetriebnahme	116
6.2.3	Herstellung von Bauteilen im Laborbetrieb	118
6.3	Bewertung der Bauteileigenschaften	120
6.3.1	Betrachtung der Formänderungsverteilung	120
6.3.2	Ermittlung der Rückfederung und der Formabweichung	122
6.3.3	Bewertung der mechanischen Bauteileigenschaften	131
6.4	Energetische Betrachtung des SCS-Prozesses	143
6.4.1	Experimentelle Erfassung der Prozessgrößen	144
6.4.2	Vergleich des SCS-Prozesses mit dem konventionellen Tiefziehen	146
6.5	Einflussgrößen auf die Reproduzierbarkeit des Prozesses	150
7	Technologischer Ansatz zur partiellen Steuerung des Werkstoffflusses	153
7.1	Auswahl eines Demonstratorbauteils	153
7.2	Entwicklung eines Konzeptes zur partiellen Steuerung des Werkstoffflusses	154
7.3	Praxisversuche und Nachweis der Funktion	155
8	Zusammenfassung und Ausblick	158
8.1	Zusammenfassung	158
8.2	Ausblick	160
9	Anhang	161
9.1	Einfluss der Formelementespalte auf den SCS-Prozess	161
9.2	Realisiertes SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Fondtürbeplankung	162
9.3	Simulationsmodell des Demonstratorbauteils	163
10	Literaturverzeichnis	164
11	Curriculum Vitae	177

Formelzeichen und Abkürzungen

Lateinische Symbole

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
A	[mm ²]	aktuelle Fläche
a, l	[mm]	aktuelle Länge
A ₀	[mm ²]	Ausgangsfläche
a ₀ , l ₀	[mm]	Ausgangslänge
A ₈₀	[%]	Bruchdehnung
A _g	[%]	Gleichmaßdehnung
b ₀	[mm]	Ausgangsbreite
b ₁	[mm]	Breite nach der Umformung
B _{el}	[mm]	elastische Beultiefe
B _{max}	[mm]	maximale Beultiefe
B _{pl}	[mm]	plastische Beultiefe
C	[MPa]	werkstoffabhängige Konstante
c _w	[-]	Luftwiderstandskoeffizient
D _d	[J/mm]	dynamische Beulfestigkeit
dF, dP	[N]	Änderung der Kraft
d _H	[mm]	Durchmesser des Hagelkorns
d _I	[mm]	Durchmesser des Indenters
d _K	[mm]	Durchmesser der Kugel
dl	[mm]	Änderung der Länge
dN	[mm]	Normalenabweichung
D _s	[N/mm]	statische Beulfestigkeit
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
e ₀	[mm]	Eckbeschnitt
E _T	[mm]	Eingriffstiefe
F, P	[N]	Kraft
F ₁ , P ₁	[N]	Kraft in Richtung 1
F ₂ , P ₂	[N]	Kraft in Richtung 2
F _B	[N]	Beulkraft bzw. Biegekraft
F _{B, max}	[N]	maximale Beulkraft
F _{B0,1}	[N]	Beulkraft zur Erzeugung einer 0,1mm tiefen Beule
F _{BH}	[N]	Blechhalterkraft

$F_{G,a}, F_{Gf}$	[N]	Streifengegenkraft (Formrolle arretiert bzw. feststehend)
$F_{G,d}, F_{Gl}$	[N]	Streifengegenkraft (Formrolle drehbar)
F_N	[N]	Normalkraft
F_R	[N]	Reibungskraft
F_{Recken}	[N]	Kraftbedarf beim Recken
F_{SB}	[N]	Streifenbiegungskraft
F_{SG}, F_G	[N]	Streifengegenkraft
F_{SR}	[N]	Streifenreibungskraft
$F_{Stößel}$	[N]	Stößelkraft
F_{SZ}	[N]	Streifenziehkraft
F_Z	[N]	Zugkraft
$F_{Z,a}, F_{Zf}$	[N]	Streifenziehkraft (Formrolle arretiert bzw. feststehend)
$F_{Z,d}, F_{Zl}$	[N]	Streifenziehkraft (Formrolle drehbar)
G	[MPa]	Schubmodul
g	[m/sec ²]	Gravitationsbeschleunigung
h	[mm]	aktuelle Höhe
h_0	[mm]	Ausgangshöhe
h_1	[mm]	Höhe nach der Umformung
k, K	[-]	Konstante
k_f	[MPa]	Fließspannung
k_{f0}	[MPa]	Spannung bei Fließbeginn bzw. Fließgrenze
l_1	[mm]	Länge nach der Umformung
L_1	[mm]	Länge entlang Richtung 1
L_2	[mm]	Länge entlang Richtung 2
m	[kg]	Masse
n	[-]	Verfestigungsexponent
n	[min ⁻¹]	Drehzahl
p	[MPa]	Druck bzw. Flächenpressung
q	[N/mm ²]	Flächenlast
r	[-]	senkrechte Anisotropie
r_{0°	[-]	senkrechte Anisotropie unter 0° zur Walzrichtung
r_{45°	[-]	senkrechte Anisotropie unter 45° zur Walzrichtung
r_{90°	[-]	senkrechte Anisotropie unter 90° zur Walzrichtung
R, r	[mm]	Radius
R_1	[mm]	Bauteilkrümmung in Richtung 1
R_2	[mm]	Bauteilkrümmung in Richtung 2

R_a	[μm]	arithmetischer Mittenrauwert
R_H	[mm]	Krümmung in Höhenrichtung
R_i	[mm]	Ziehkantenradius
R_L	[mm]	Krümmung in Längsrichtung
R_m	[MPa]	Zugfestigkeit
r_m	[-]	mittlere senkrechte Anisotropie
$R_{p0,2}$	[MPa]	Streckgrenze
R_z	[μm]	Rautiefe
r_{ZK}	[mm]	Ziehkantenradius
s	[mm]	Weg bzw. aktuelle Blechdicke
s_0	[mm]	Ausgangsblechdicke
s_1	[mm]	Blechdicke nach der Umformung
S	[N/mm]	Bauteilsteifigkeit
S_1	[mm]	Formelementespalt 1
S_2	[mm]	Formelementespalt 2
S_3	[mm]	Formelementespalt 3
S_d	[J/mm]	dynamische Beulsteifigkeit
S_s	[N/mm]	statische Beulsteifigkeit
T	[sec]	Zeit
t_H	[sec]	Haltezeit
U	[mm]	Überstand der Platine
v	[m/sec]	Geschwindigkeit
v_A	[m/sec]	Auftreffgeschwindigkeit
v_F	[m/sec]	Fallgeschwindigkeit
W	[J]	Arbeit
w	[mm]	Streifenbreite
W_B	[J]	Beulenergie
W_{BH}	[J]	durch den Blechhalter geleistete Arbeit
W_{kin}	[J]	kinetische Energie
$W_{konv. TZ}$	[J]	beim konventionellen Tiefziehen geleistete Arbeit
W_{SCS}	[J]	beim SCS-Prozess geleistete Arbeit
Z	[%]	Brucheinschnürung
Δa	[mm]	Längendifferenz
ΔF_a	[N]	Kraftdifferenz (Formrolle arretiert bzw. feststehend)
ΔF_d	[N]	Kraftdifferenz (Formrolle drehbar)
Δh	[mm]	Höhendifferenz

Δl	[mm]	Längendifferenz
Δr	[-]	ebene Anisotropie
Δt	[sec]	Zeitdifferent

Griechische Symbole

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$d\theta$	[°]	Winkeländerung
α, γ, θ	[°]	Winkel
γ	[-]	Schiebung
ε	[%]	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	[sec ⁻¹]	Dehnrage
ε_1, e_1	[%]	1. Hauptdehnung
ε_2, e_2	[%]	2. Hauptdehnung
ε_B	[%]	Bruchdehnung
ε_{gl}	[%]	Gleichmaßdehnung
ε_l	[%]	Dehnung in Längenrichtung
η	[Nsec/m ²]	dynamische Viskosität
θ	[°C]	Temperatur
θ_A	[°C]	Auslagerungstemperatur
λ	[-]	„oil-canning“ Faktor
μ	[-]	Reibungszahl
μ_{ZK}	[-]	Reibungszahl an der Ziehkante
ν	[-]	Querkontraktionszahl
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ρ_H	[kg/m ³]	Dichte des Hagelkorns (Eis)
ρ_K	[kg/m ³]	Dichte des Kugelwerkstoffs
ρ_L	[kg/m ³]	Dichte der Luft
σ	[MPa]	Spannung
σ_0	[MPa]	Eingangszugspannung
σ_1	[MPa]	1. Hauptspannung
σ_2	[MPa]	2. Hauptspannung
σ_3	[MPa]	3. Hauptspannung
σ_{AB}	[MPa]	Spannungsanteil der Anbiegung
σ_m	[MPa]	mittlere Normalspannung
σ_{max}	[MPa]	maximale Hauptspannung

σ_{\min}	[MPa]	minimale Hauptspannung
σ_N	[MPa]	Normalspannung
σ_{RB}	[MPa]	Spannungsanteil der Rückbiegung
σ_{SR}	[MPa]	Spannungsanteil der Seilreibung
σ_v	[MPa]	Vergleichsspannung
σ_Z	[MPa]	Zugspannung
τ	[MPa]	Schubspannung
τ_R	[MPa]	Reibungsschubspannung
φ	[-]	Umformgrad bzw. Formänderung
$\dot{\varphi}$	[sec ⁻¹]	Formänderungsgeschwindigkeit
φ_1	[-]	Hauptformänderung
φ_2	[-]	Nebenformänderung
φ_b	[-]	Umformgrad in Breitenrichtung
φ_h	[-]	Umformgrad in Höhenrichtung
φ_l	[-]	Umformgrad in Längenrichtung
φ_{\max}	[-]	maximale Formänderung
φ_s	[-]	Umformgrad in Blechdickenrichtung
φ_v	[-]	Vergleichsformänderung

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
CAD	Computer Aided Design
CCD	Charge-Coupled Device
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	Europäische Norm
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
G	Grenzbereich
G1	Geometrievariante 1
G2	Geometrievariante 2
G3	Geometrievariante 3
IFU	Institut für Umformtechnik (Stuttgart)
IFUM	Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (Hannover)
ISO	International Organization for Standardization
KTL	Kathodische Tauchlackierung

MP	Messpunkt
OEM	Original Equipment Manufacturer
PKW	Personenkraftwagen
POM	Polyoxymethylen
SCS	Short-Cycle-Stretchforming
UT	Unterer Totpunkt
WR	Walzrichtung
WZG	Werkzeug

Kurzfassung

Vor dem Hintergrund des Klimawandels und der stetig steigenden Nachfrage an Rohstoffen, mit der stets Preissteigerungen einhergehen, sehen sich Automobilhersteller gezwungen, optimierte Produktionsprozesse zu entwickeln und ihre Produkte effizienter zu gestalten. Durch entsprechende Leichtbaumaßnahmen streben Automobilhersteller eine Reduzierung der Fahrzeuggewichte an, sodass die ausgestoßenen CO₂-Emissionen minimiert und die Herstellkosten der Fahrzeuge durch die Materialeinsparung gesenkt werden. Im Bereich des Karosseriebaus werden daher vermehrt Mischbauweisen unter Verwendung hoch- und höchstfester Blechgüten eingesetzt und mit klassischen Blechgüten geringerer Blechdicke kombiniert. Diese bilden oftmals die Außenhaut der Fahrzeuge, wodurch die Qualitätsansprüche und die geforderten mechanischen Eigenschaften solcher Blechformteile enorm hoch sind.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine neuartige Umformtechnologie untersucht, die trotz ihres einfachen Funktionsprinzips die Herstellung qualitativ hochwertiger Blechformteile mit verbesserten mechanischen Eigenschaften erlaubt. Durch eine konsequent einfache Werkzeuggestaltung bietet diese sog. Short-Cycle-Stretchforming-Technologie (SCS) deutliche Kostenvorteile gegenüber den heute bekannten Verfahren zum kombinierten Streck- und Tiefziehen. Hierzu ist die geometrische Auslegung der formgebenden Werkzeuge bzw. der für das Recken maßgebenden Werkzeulemente von vorrangiger Bedeutung. Die Erfassung prozessbeeinflussender Parameter, sowohl geometrischer als auch tribologischer, ist für eine adäquate Auslegung dieser Elemente daher erforderlich. Die Auswahl geeigneter Randbedingungen bestimmt maßgeblich die Effizienz dieser Umformtechnologie, sowohl hinsichtlich der erreichbaren Verfestigung der eingesetzten Blechwerkstoffe, als auch in Bezug auf die mögliche Verbesserung der mechanischen Bauteileigenschaften. Die Ergebnisse entsprechender Grundlagenuntersuchungen zur Funktionsweise der Technologie konnten erfolgreich auf neue, effizientere Werkzeuge, auch unter Verwendung von Leichtbauwerkstoffen, übertragen werden. Durch eine abschließende energetische Betrachtung des Umformprozesses unter Verwendung der SCS-Technologie konnte schließlich ein weiterer Vorteil gegenüber konventionellen Tiefziehprozessen identifiziert werden.

Vor dem Hintergrund heutiger Anforderungen an Produktionsprozesse von Karosseriekomponenten aus Blechwerkstoffen hinsichtlich Ressourcen- und Umweltschonung kann durch den Einsatz dieser Technologie ein großer Beitrag für die Reduzierung der fertigungsbedingten Emissionen geleistet werden. Dieser Vorteil gegenüber konventionellen Umformverfahren stellt daher eine konkrete Alternative für die Produktion von Blechformteilen moderner Kraftfahrzeuge dar.

Abstract

Against the backdrop of climate change and the increasing demand for raw materials, which affect and increase manufacturing costs, automakers are obliged to develop optimised production processes and to make their products more efficient. Based on lightweight construction automakers pursuit to reduce vehicles weight, in order to minimise accompanying CO₂ emissions and reduce production costs by the material saving. Therefore, hybrid car body designs including high-strength and ultra-high-strength sheet grades combined with thin sheet grades for outer skin are used in the field of car body production. These thin outer skin panels are subject to high quality requirements and increased mechanical properties.

In this work a novel forming technology with a simple operating mode was investigated, which allows for the production of high quality sheet metal parts with improved mechanical properties. By realising a consistently simple die design, the so-called Short-Cycle-Stretchforming-technology (SCS) provides a cost efficient alternative to currently known processes for a combined stretching and deep drawing of sheet metal parts. For this purpose, the geometric design of the forming tools and the elements which provide the pre-stretching of the sheet material, are of primary importance. For an adequate design of these elements, the detection of influencing parameters, both geometrical and tribological ones, is highly required. The selection of specific conditions largely determines the efficiency of this technology, both in terms of achievable work hardening of the sheet material, as well as in relation to the possible improvement of the parts mechanical properties. The results of the basic studies were successfully transferred to new efficient tool designs, even using lightweight sheet metal materials. Within a further study focused on energy aspects of the forming process using the SCS-technology, an additional advantage compared to conventional deep-drawing processes could be identified.

Against the backdrop of today's requirements for production processes of car body panels made out of sheet metal material in terms of resource efficiency and environmental protection, the introduced technology achieves a great contribution to the reduction of production-related emissions. Therefore, the SCS-technology provides a concrete alternative for the production of sheet metal outer skin parts for modern vehicles.

1 Einleitung

Bei der Herstellung von Blechformteilen aus Feinblech für den Karosseriebau hält der Trend zu immer kleiner werdenden Losgrößen ungebremst an. Dies hängt unmittelbar mit dem kundengetriebenen Wunsch individueller Fahrzeuge zusammen, dem Fahrzeughersteller in Form neuer Fahrzeugtypen, meist Nischenfahrzeuge mit geringen Produktionsvolumina, begegnen. Diese zwischenzeitlich stark ausgeprägte Produktdiversifikation verringert zwangsläufig die Losgrößen einzelner Bauteilkomponenten. Gleichzeitig steigt die Anzahl der zur Bauteilherstellung benötigten Umformwerkzeuge an, sodass der Kostendruck für Fahrzeughersteller spürbar größer wird. Dieser wird durch das Bestreben die Lagerungskosten für Blechformteile und damit den typgebundenen Invest zu verringern, nochmals verschärft.

Ungeachtet dessen steigen die Anforderungen an die Bauteilqualität im Fahrzeugbau hinsichtlich Design, Oberflächengüte, Formgenauigkeit und Festigkeit zusehends. Insbesondere bei großflächigen Außenhautbeplankungen mit geringer Ziehtiefe wird im Mittenbereich der Bauteile eine lediglich geringe Kaltverfestigung erzielt, welche den gestellten Anforderungen oftmals nicht genügt [Lan90]. Die zur Herstellung derartiger Blechformteile verwendeten Umformwerkzeuge sind in ihrer Fertigung zeit- und kostenintensiv, weshalb deren Einsatz erst bei großen Gesamtstückzahlen effizient und lukrativ erscheint [Bir13].

Für die Herstellung von Blechformteilen mit kleinen Gesamtstückzahlen ist daher der Werkzeugkostenanteil von entscheidender Bedeutung für eine wirtschaftliche Fertigung. Weiterhin werden für die Fertigung solcher Losgrößen vermehrt kürzere Werkzeugentwicklungs- und inbetriebnahmezeiten gefordert, die aufgrund der anfallenden Tuschierarbeiten am Werkzeug und am Blechhalter heute recht hoch sind. Vor diesem Hintergrund besteht ein Bedarf an neuen Werkzeugtechnologien bzw. neuen Herstellverfahren für eine wirtschaftliche Fertigung qualitativ hochwertiger Blechformteile.

Das Streckziehen zeichnet sich bereits seit vielen Jahrzehnten als kostengünstiges Verfahren zur Herstellung großflächiger Bauteile mit geringer Ziehtiefe bei gleichzeitig hoher Kaltverfestigung des eingesetzten Blechwerkstoffes aus [Lan02]. Aufgrund der eingesetzten Werkzeugtechnik und des Verfahrensablaufs beim Streckziehen wird das Verfahren jedoch nahezu ausschließlich für die Herstellung einfach gekrümmter Bauteile, vornehmlich für die Luftfahrtindustrie (z.B. Tragflächenbeplankungen, Rumpfsegmente), eingesetzt [Oeh66a, Oeh66b]. Eine Kombination des Streckziehens mit dem Tiefziehen erscheint daher als zielführender Ansatz zur kostengünstigen Fertigung komplexer Blechformteile.

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchte und eingesetzte Werkzeugtechnik zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Außenhautbeplankungen aus Feinblech stellt eine solche zielführende Verfahrenskombination dar.

Die hierbei erfolgte Optimierung und Anwendungserweiterung dieser Werkzeugtechnologie zeigt die einhergehenden Vorteile dieses Verfahrens und leistet einen wesentlichen Beitrag für die Etablierung dieser Verfahrenskombinationen im industriellen Umfeld blechverarbeitender Unternehmen.

2 Stand der Technik

2.1 Allgemeines

Die Herstellung von Blechformteilen für die Automobil- und Luftfahrtindustrie erfolgt meist durch den Einsatz mehrteiliger Ziehwerkzeuge. Für große flache Blechformteile und Teile in kleinen Losgrößen werden hauptsächlich Streckziehverfahren eingesetzt [Gro11a, Kie94, Lan90].

Zum Verständnis der Vorgänge und Effekte bei der Formgebung metallischer Werkstoffe mittels Streckziehen wird in den folgenden Kapiteln ein Überblick über relevante Kenngrößen und Verfahren gegeben.

2.1.1 Definition der Umformtechnik und wirtschaftliche Bedeutung

Die Umformtechnik, oder auch das Umformen, beschreiben in Anlehnung an DIN 8580 die gezielte Änderung der Form, der Oberfläche und der Eigenschaften eines metallischen Körpers oder Werkstücks unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhalt. In diesem Zusammenhang wird das Umformen auch als Fertigen von Bauteilen durch bildsames oder plastisches Ändern der Form bezeichnet [Doe10, Fri12].

Diese Definition für das Umformen metallischer Körper beschreibt neben einer gezielten Änderung der Form auch die gezielte Änderung der Oberfläche und der Produkteigenschaften. Letztere gilt es durch gezielte Forschung und stetige Optimierung zu verbessern, sodass umformtechnisch hergestellte Produkte weiterhin wirtschaftlich hergestellt werden können.

Vor dem Hintergrund der Ressourcenschonung und Steigerung der Energieeffizienz im produzierenden Gewerbe gewinnen die umformenden Fertigungsverfahren aufgrund einer im Vergleich zu spanenden Fertigungstechniken höheren Werkstoffausnutzung an Bedeutung, sodass der Anteil der umformenden Prozesse bei der Herstellung von Serienteilen stetig zunimmt [Doe10, Her89, Klo06]. Gegenüber der Herstellung von Bauteilen mittels spanender Bearbeitung sind nach [Fri12] Werkstoffeinsparungen von bis zu 50% möglich. Zudem kann die Fertigungszeit gegenüber der spanenden Bearbeitung drastisch reduziert werden, sodass durch Anpassung der entsprechenden Pressenhubzahl und einer automatisierten Zuführ- und Entnahme der Werkstücke eine Einsparung von bis zu 30% erreicht werden kann [Fri12]. Auch im Hinblick auf die Gewichtsreduzierung von Produkten, z.B. im Automobilbau stellt die Umformtechnik ein Verfahren für den gezielten Leichtbau dar und weist damit entscheidende Vorteile gegenüber den spanenden Fertigungsverfahren aus [Lan02].

2.1.2 Einteilung der Umformverfahren

Die Einteilung der Umformverfahren erfolgt entsprechend der in der Umformzone überwiegend wirkenden Spannungen und ist in DIN 8582 beschrieben (Abbildung 1). Hierbei wird zwischen den Untergruppen Druck-, Zugdruck-, Zug-, Biege- und Schubumformen unterschieden [Lan02, Fri12, Gro11a]. Bei der Herstellung von Blechformteilen aus Feinblech wird von der sog. Blechumformung gesprochen. Hierbei wird entsprechend der Ausgangstemperatur des Werkstücks bzw. des umzuformenden Halbzeugs eine weitere Unterteilung vorgenommen,

man unterscheidet hierbei zwischen der sog. Kaltumformung und Warmumformung [Bar12, Fri12]. Die Umformtemperatur beeinflusst sowohl den Umformprozess als auch die finalen Bauteileigenschaften maßgeblich [Bar12, Fri12]. Die Herstellung von Blechformteilen in hohen Stückzahlen erfolgt hauptsächlich bei Raumtemperatur und wird demnach der Kaltumformung zugeordnet [Doe10].

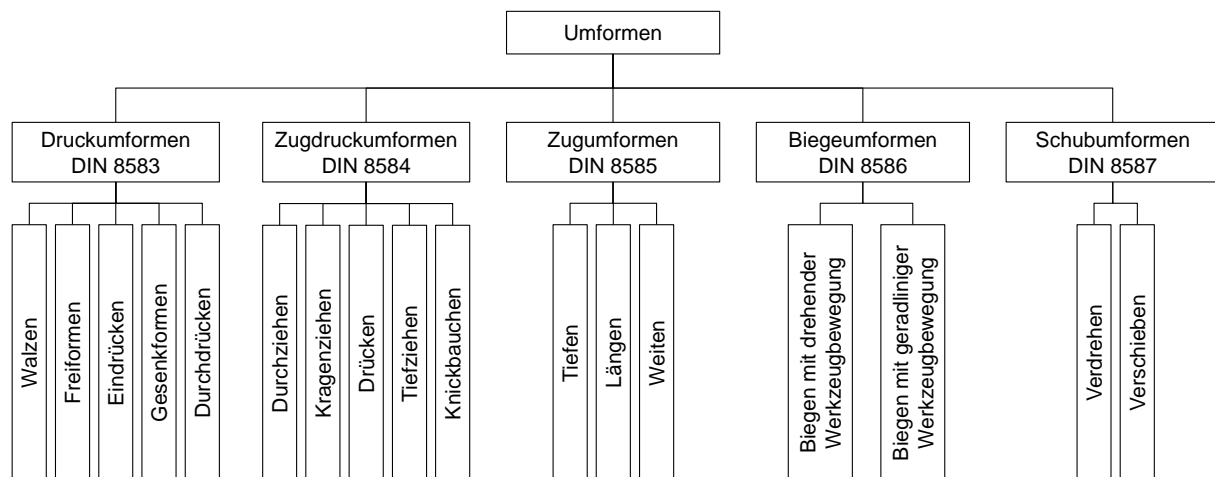


Abbildung 1: Einteilung der Fertigungsverfahren der Umformtechnik nach DIN 8582

2.1.3 Streckziehen – Definition und Prozesseigenschaften

Für die Herstellung von Blechformteilen mit geringer Bauteilkrümmung in kleinen Losgrößen wird oftmals das Streckziehen als Fertigungsverfahren nach DIN 8585 eingesetzt [Fan96, Kie94, Lan90]. Als Streckziehen wird das Umformen von Blechen und Profilen bezeichnet, bei dem das umzuformende Halbzeug über einen Formstempel gezogen wird und gleichzeitig eine überlagerte Zugbeanspruchung vorherrscht [Sem88, Lan02, Vla09]. Nach [Vla09, Sem88, Lan02] wird beim Streckziehen zwischen mehreren Funktionsprinzipien unterschieden. Die wichtigsten Prinzipien werden in den nachfolgenden Kapiteln vorgestellt.

Streckziehverfahren werden heutzutage für die Herstellung von konvex gekrümmten Bauteilen eingesetzt, vornehmlich bei der Herstellung von großflächigen Außenhautbeplankungen für Busse und Schienenfahrzeuge, für Flug- und Raumfahrzeuge sowie für Beplankungen von Haushaltsgeräten und im Bootsbau [Vla09, Jun34, Lan02, Sem88, Fri12, Kie94, Kur71, Lan55b, Cai09, Car03]. Die großflächigen Werkstücke können Abmessungen von bis zu 50m² erreichen und sind im Allgemeinen über ihre gesamte Ausdehnung gekrümmt [Klo06, Fri12, San67]. Durch die einsinnige, konvexe Krümmung der Bauteile stellt sich eine weitestgehend homogene Verteilung der Zugspannungen ein. Druckspannungen, wie sie beim Biegen von Werkstücken im gestauchten Bereich auftreten und einen maßgeblichen Anteil an der Rückfederung beitragen, sind beim Streckziehen nicht vorhanden. Daher reduziert sich die Rückfederung bei streckgezogenen Bauteilen auf ein Minimum, wodurch eine relativ hohe Abformgenauigkeit erreicht werden kann [Fri12, Lan02, Bat65, Sch07a]. Ein gezieltes Nachrecken mit erhöhter Kraft gegen Ende des Ziehvorgangs kann nach [Hof65, Lan55a, Lan55b] ebenfalls zu einer reduzierten Rückfederung beitragen.

Neben einer erhöhten Abformgenauigkeit und der Reduzierung der Rückfederung finden sich in der Literatur weitere Vorteile, die das Streckziehen auszeichnen und gegenüber der Herstellung von Blechformteilen mittels Tiefziehen hervorheben. So wird durch erhöhte Umformgrade eine höhere Kaltverfestigung im Bauteil erzielt, wodurch sich die Festigkeit schwach gekrümmter Bauteile erhöhen lässt. Im Umkehrschluss lassen sich mittels Streckziehen Bauteile herstellen, die bei reduzierter Blechdicke dieselbe Festigkeit wie konventionell hergestellte Bauteile aufweisen [Bat65].

Aus wirtschaftlicher Sicht bestehen beim Streckziehen gegenüber dem klassischen Tiefziehen weitere Vorteile. So kann nach [Bat65] in Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie eine Werkstoffeinsparung gegenüber dem Tiefziehen von 10% bis 15% erreicht werden. Die Einsparung resultiert aus der geringeren Ausgangsgröße des Blechzuschnitts, welche sich durch den fehlenden Blechhalter reduziert und somit zu einer Materialeinsparung führen kann [Bat65]. Weitere Kostensenkungen sind beim Streckziehen durch geringere Werkzeugkosten zu erwarten. Da in der Regel nur einteilige Werkzeuge mit konvexer Geometrie erforderlich sind, reduzieren sich das Gesamtgewicht um bis zu 60% im Vergleich zu Tiefziehwerkzeugen sowie die Bearbeitungszeit bei der Fertigung der Werkzeuge [Kur69, Bat65, Lan90]. Weiterhin werden bis zu 70% geringere Umformkräfte benötigt, wodurch sich der Werkzeugverschleiß deutlich reduziert [Bat65, Sem88].

2.2 Relevante Grundlagen der Blechumformung

Die für diese Arbeit zugrundeliegenden umformtechnischen Grundlagen werden im Folgenden näher vorgestellt. Hierbei stehen der umzuformende Werkstoff und dessen plastisches Verhalten sowie die Eigenschaften der hergestellten Bauteile im Mittelpunkt.

2.2.1 Metallkundliche Grundlagen

In der Umformtechnik werden vorwiegend metallische Werkstoffe eingesetzt, welche im festen Zustand Kristalle bilden [Bar12]. Dieser kristalline Aufbau der Metalle ist von grundlegender Bedeutung und kann anhand der kleinsten geometrisch zusammenhängenden Einheit, der Elementarzelle, erläutert werden (Abbildung 2).

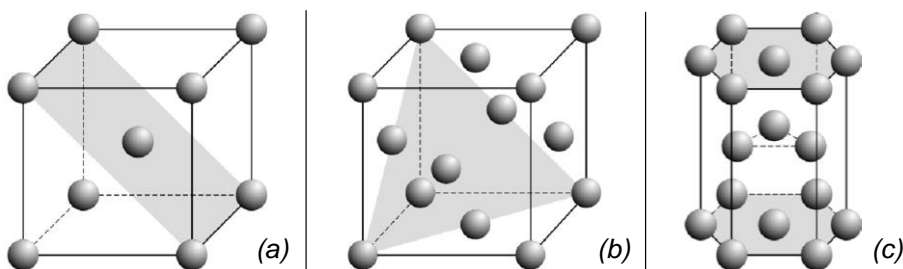


Abbildung 2: Kristallstrukturen metallischer Bindungen [Fri12]

Am häufigsten findet man in Metallen drei Grundformen: das kubisch-raumzentrierte (vgl. Abbildung 2a), das kubisch-flächenzentrierte (vgl. Abbildung 2b) und das hexagonale Kristallgitter (vgl. Abbildung 2c) [Bar12, Lan02, Fri12, Sie39]. Eine große Anzahl zusammenhängender Elementarzellen bezeichnet man als Kristallite oder Körner, diese bilden statistisch regellos

zueinander sog. Vielkristalle. Unter einer äußeren Last verschieben bzw. gleiten große Gitterbereiche entlang der am dichtesten gepackten Gitterebene (Abbildung 2) der Elementarzelle gegeneinander ab und rufen eine plastische Formänderung hervor [Bar12].

Aufgrund des Aufbaus dieser Elementarzellen erklärt sich die Umformbarkeit eines Werkstoffs und deren mechanische und physikalische Eigenschaften. So lassen sich Werkstoffe mit hexagonalem Kristallgitter aufgrund einer geringen Anzahl an Gleitsystemen schlechter umformen als etwa Werkstoffe mit kubisch-raumzentriertem oder kubisch-flächenzentriertem Kristallgitter [Bar12, Lan02, Doe10, Klo06]. Durch das bevorzugte Abgleiten großer Gitterbereiche entlang bestimmter Gitterebenen während der Umformung hervorgerufen durch das spezifische Kristallgitter, zeigen Kristallite metallischer Werkstoffe richtungsabhängige Eigenschaften, die sog. Anisotropie (siehe Kapitel 2.2.5). Bei Vielkristallen wird diese Anisotropie jedoch durch die statistisch regellose Anordnung der Körner ausgeglichen, sodass metallische Werkstoffe makroskopisch ein quasi-isotropes Verhalten aufweisen [Lan02, Bar12, Doe10, Klo06]. Gewalzte Produkte, z.B. Blech für die Umformung, bilden hierbei eine Ausnahme, da durch den Walzvorgang die regellos zueinander orientierten Kristallite eine Vorzugsrichtung erhalten und damit die anisotropen Eigenschaften der Elementarzelle zu Tage treten [Bar 08, Doe10].

Wie bereits in Kapitel 2.1.1 erläutert, wird in Anlehnung an DIN 8580 die Umformung als Änderung der Form definiert, man befasst sich demnach mit der Formänderung des Werkstücks bzw. Halbzeugs. Diese Formänderung oder Verformung von metallischen Werkstoffen wird durch eine äußere Kraft aufgebracht und makroskopisch in zwei Arten der Verformung unterteilt: Dehnungen ε und Schiebungen γ . Bezieht man die für die Verformung erforderliche äußere Kraft auf die wirkende Fläche, ergibt sich die mechanische Spannung σ , bei Gleitverformungen wird diese Spannung als Schubspannung τ bezeichnet. Bei der Umformung sind lediglich Schiebungen möglich, Dehnungen innerhalb der Gitterstruktur bedürfen einer derart hohen Kraft, dass es zum Versagen käme und diese demnach nicht auftreten [Bar12, Lan02].

Die auftretenden Schiebungen während der Umformung erzeugen Gleitverformungen entlang der Gitterebenen und führen je nach Größe der Schubspannungen zu einer elastischen, d.h. zu einer reversiblen oder zu einer plastischen, also einer irreversiblen Verformung. Bei einer elastischen Verformung kann die entsprechende Längenänderung durch das Hookesche Gesetz beschrieben werden, welches durch den Elastizitätsmodul E einen linearen Zusammenhang zwischen der Dehnung ε und der wirkenden Spannung σ herstellt [Avi68, Ban00, Roe12, Lan02, Bar12, Czi12, Doe10, Klo06, Rie97].

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (1)$$

Wirkt eine entsprechende Schubspannung τ kann für die auftretende Schiebung γ durch den Schubmodul G folgender linearer Zusammenhang beschrieben werden.

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (2)$$

Übersteigt die Belastung durch eine äußere Kraft den elastischen Bereich, wird der Werkstoff plastisch verformt, d.h. es kommt zu einer Verschiebung der Atome in eine neue stabile Gleich-

gewichtslage [Klo06]. Diese plastische Verformung erfolgt im Wesentlichen durch zwei Mechanismen, der Zwillingsbildung und der Gleitung [Sie39, Fra20, Lan02, Doe10, Klo06, Spu12].

Bei der Zwillingsbildung wird das Kristallgitter durch Schubspannungen in eine parallel zur sog. Zwillingssebene neue Lage übergeführt. Dieser Vorgang erfordert hohe äußere Spannungen, sodass die Zwillingsbildung besonders dann auftritt, wenn Gleitvorgänge z.B. durch niedrige Temperaturen oder einer geringen Anzahl von Gleitsystemen erschwert sind. Der Mechanismus der Gleitung ist von wesentlich größerer Bedeutung. Hierbei werden durch eine äußere Belastung Schubspannungen entlang einer Gleitebene aufgebracht, wodurch ganze Gitterbereiche gegeneinander verschoben werden [Lan02, Klo06].

Die plastische Verformung des Werkstoffs durch Gleitvorgänge basiert in Vielkristallen auf das Vorliegen von sog. Gitterfehlern, man spricht hierbei auch von Realkristallen [Lan02]. Hierbei wird zwischen nulldimensionalen, eindimensionalen und zweidimensionalen Fehlern unterschieden [Got07, Klo06, Bar12, Lan02, Rie97, Spu12]. Für die plastische Verformung des Werkstoffs sind eindimensionale Fehler von Relevanz, hierbei handelt es sich um sog. Versetzungen. Darunter werden in einem sonst perfekten Kristallaufbau zusätzliche Atomreihen senkrecht zu einer Gleitebene verstanden, bzw. Ebenen von Atomen, welche innerhalb des Kristallgitters enden. Versetzungen sind somit linienförmige Fehler innerhalb des Kristallgitters [Roe12, Bar12]. Durch Schubspannungen wandern diese zusätzlichen Atomreihen und resultieren in einer plastischen Formänderung. Da lediglich einzelne Atomreihen und nicht ganze Ebenen wandern, ist die erforderliche Schubspannung zum Einsatz der Gleitung relativ gering, weshalb dieser Mechanismus der plastischen Verformung vornehmlich auftritt [Got07, Klo06]. Der Mechanismus des Gleitens durch Versetzungen tritt bei der Umformung von Metallen in hoher Anzahl auf, sodass sich diese Versetzungen gegenseitig behindern oder sich an Korngrenzen und an Ausscheidungen aufstauen können. Diese hohe Versetzungsdichte stellt für andere Versetzungen ein Hindernis dar und unterbindet ein Weiterwandern. Um diese Versetzungsdichte zu überwinden, muss eine erhöhte Schubspannung aufgebracht werden, sodass Versetzungen aneinander vorbeiwandern oder sich durchschneiden können. Dieser Effekt wird als Verfestigung bezeichnet und ist maßgeblich für die zum Überwinden der Versetzungen nötige Spannungserhöhung verantwortlich [Bar12, Doe10, Got07, Lan02]. Durch die erhöhte Versetzungsdichte können weiterhin sog. Gleitlinienbänder auftreten. Diese optischen Fehlstellen, auch Lüdersbänder genannt, sind typischerweise an Karosseriebauteilen zu finden und treten dort in Form von bandförmigen Ableitungsfronten auf [Kug09].

Die für das Fließen des Werkstoffs nötige Fließspannung k_f in Abhängigkeit vom aktuellen Grad der plastischen Formänderung wird durch die sog. Fließkurve beschrieben. Die Fließspannung gibt die zur Überwindung der Verfestigung nötige Spannung an und beschreibt den Beginn des plastischen Fließens [Bar12, Doe86, Klo06, Ban00].

Im Gegensatz zum klassischen oder auch technischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm, welches im Zugversuch nach DIN EN 10 002-1 ermittelt wird und den Ausgangsquerschnitt A_0 der Probegeometrie berücksichtigt, beschreibt die Fließkurve das plastische Verhalten des Werkstoffs unter Einwirkung einer äußeren Last bezogen auf den augenblicklichen Querschnitt A .

Daher wird diese Darstellung auch als wahres Spannungs-Dehnungs-Diagramm bezeichnet (Abbildung 3).

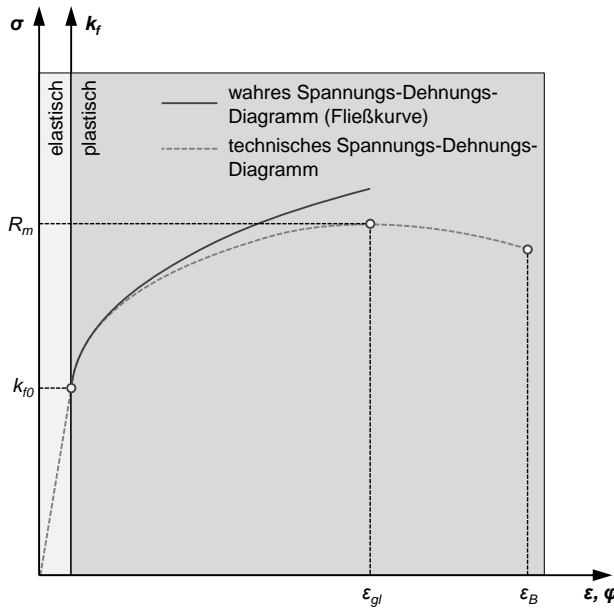


Abbildung 3: Spannungs-Dehnungs-Diagramm sowie Fließkurve (beispielhaft)

Die wirkende Spannung σ bzw. die wahre Fließspannung k_f werden im Spannungs-Dehnungs-Diagramm über der plastischen Formänderung aufgetragen. Diese plastische Formänderung kann auf unterschiedliche Weisen angegeben werden. Neben der zuvor beschriebenen technischen Dehnung ε kann die Formänderung auch mit dem sog. Umformgrad φ angegeben werden [Fri12]. Bei der Berechnung des Umformgrads werden, ähnlich wie bei der Berechnung der Fließspannung, die augenblicklichen Abmessungen des Werkstücks zugrunde gelegt, um die plastische Formänderung zu ermitteln. Betrachtet man die Formänderung eines Werkstücks mit den Anfangsabmessungen h_0 , b_0 und l_0 so ergeben sich für die Längenänderung eines Werkstücks die technische Dehnung ε_l bzw. der Umformgrad φ_l nach [Doe10, Fri12, Rie97] folgende Beziehungen:

$$\varepsilon_l = \int_{l_0}^l \left(\frac{1}{l}\right) dl = \frac{l-l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3)$$

$$\varphi_l = \int_{l_0}^l \left(\frac{1}{l}\right) dl = \ln l - \ln l_0 = \ln \frac{l}{l_0} \quad (4)$$

Aufgrund der hier beschriebenen mathematischen Beziehung wird der Umformgrad φ auch als logarithmische Formänderung bezeichnet. Diese Beziehungen unterliegen der sog. Volumenkonstanz bei plastischer Verformung, nach der das Volumen eines Werkstücks vor und nach einer Umformung dasselbe ist. Es gilt demnach

$$h_1 \cdot b_1 \cdot l_1 = h_0 \cdot b_0 \cdot l_0 \rightarrow \frac{h_1}{h_0} \cdot \frac{b_1}{b_0} \cdot \frac{l_1}{l_0} = 1 \quad (5)$$

womit sich

$$\ln \left(\frac{h_1}{h_0} \cdot \frac{b_1}{b_0} \cdot \frac{l_1}{l_0} \right) = \ln 1 = 0 \quad (6)$$

und damit

$$\ln \frac{h_1}{h_0} + \ln \frac{b_1}{b_0} + \ln \frac{l_1}{l_0} = \varphi_h + \varphi_b + \varphi_l = 0 \quad (7)$$

ergeben. Unter Annahme der Volumenkonstanz ist die Summe der Umformgrade in Höhen-, Breiten- und Längenrichtung eines umgeformten Werkstücks demnach stets null [Lan02, Doe10, Fri12, Klo06, Spu12]. Weiterhin lässt sich bei mehreren Umformstufen der Gesamtumformgrad durch Addition der Umformgrade der einzelnen Umformstufen φ_i berechnen, während dieser Zusammenhang für die technische Dehnung ε keine Gültigkeit besitzt. Aufgrund dieser Vorteile wird in der Umformtechnik vornehmlich der Umformgrad φ als Größe zur Beschreibung der plastischen Verformung eingesetzt. Zwischen der Dehnung ε und der logarithmischen Formänderung φ besteht dennoch ein mathematischer Zusammenhang [Doe86, Doe10, Spu12].

$$\varphi_l = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{l_0 + \Delta l}{l_0} = \ln(1 + \varepsilon_l) \quad (8)$$

Für geringe plastische Verformungen von bis zu 20% sind die technische Dehnung ε und der Umformgrad φ nahezu identisch [Doe10].

2.2.2 Plastomechanische Grundlagen

Zur vereinfachten Berechnung von Umformvorgängen wird in der Blech- und Massivumformung die sog. elementare Plastizitätstheorie herangezogen. Unter Verwendung stark vereinfachter Annahmen kann hiermit eine näherungsweise quantitative Behandlung von Umformvorgängen erfolgen [Lan02].

Die elastische sowie plastische Verformung eines Werkstoffs wird hierbei in idealisierter Form durch ein geeignetes Werkstoffmodell abgebildet. Dieses Modell stellt die Zusammenhänge zwischen den wirkenden Spannungen und den auftretenden Verformungen her, welche als Stoffgesetz bezeichnet werden. Das Stoffgesetz muss hierbei die Fließbedingung, die Fließregel sowie die Verfestigung des Materials beschreiben [Doe10, Mer10], wobei nach [Lei65] zwischen der Fließbedingung und der Fließregel ein enger Zusammenhang besteht.

Die Fließbedingung beschreibt den Beginn des Fließens und wird auch als Fließkriterium bzw. Fließhypothese bezeichnet. Während für den einachsigen Spannungszustand die Fließbedingung erfüllt ist, wenn die Spannung σ die Fließspannung k_f erreicht, muss für einen mehrachsigen Spannungszustand ein Zusammenhang zwischen der Fließspannung k_f und den wirkenden Spannungen σ_i hergestellt werden. Hierfür wird eine sog. Vergleichsspannung σ_v ermittelt. In der Praxis haben sich zwei Fließbedingungen etabliert, die Fließbedingung nach Tresca (1864), welche als Schubspannungshypothese bezeichnet wird, und die Fließbedingung nach v. Mises (1913), die sog. Gestaltänderungsenergiehypothese. Nach der Schubspannungshypothese von Tresca beginnt der Werkstoff zu fließen, wenn folgender Zusammenhang erfüllt ist:

$$\sigma_v = \sigma_{max} - \sigma_{min} = \sigma_1 - \sigma_3 = k_f \quad (9)$$

Für die Fließbedingung nach v. Mises wird die Vergleichsspannung σ_v und damit der Beginn plastischen Fließens nachfolgender Beziehung berechnet:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = k_f \quad (10)$$

Mithilfe der mittleren Normalspannung σ_m kann die Vergleichsspannung σ_v auch mittels

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{3}{2}[(\sigma_1 - \sigma_m)^2 + (\sigma_2 - \sigma_m)^2 + (\sigma_3 - \sigma_m)^2]} = k_f \quad (11)$$

berechnet werden, wobei die mittlere Normalspannung σ_m durch die Beziehung

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (12)$$

ermittelt werden kann. Der sog. Fließort bzw. die sog. Fließortkurve beschreiben denjenigen Spannungszustand, ab dem ein plastisches Fließen des Werkstoffs im ebenen Spannungsraum einsetzt. In diesem Zusammenhang wird auf weiterführende Literatur verwiesen [Ban10, Tre64, Mis13, Mar02, Doe10, Spu12, Lan02, Roe12].

Die Fließregel beschreibt die Größe und Richtung der Formänderung und dient der Ermittlung der Formänderungsgeschwindigkeiten, d.h. es wird beschrieben, auf welche Weise die plastische Verformung stattfindet. Nähere Informationen finden sich in der einschlägigen Literatur, welche sich mit der Kontinuumsmechanik beschäftigt [Mer10, Alt12, Ban10].

Die mechanischen Eigenschaften eines Werkstoffs können sich durch plastische Verformung ändern. Dieser Sachverhalt muss in der Fließbedingung berücksichtigt werden und wird als Verfestigungsgesetz bezeichnet. Die Anpassung der Fließbedingung hat eine Änderung der Form, Größe sowie der Position der Fließfläche zur Folge. Hierbei wird grundsätzlich von zwei Verfestigungsverhalten ausgegangen, der isotropen und der kinematischen Verfestigung. In der Realität zeigen Werkstoffe ein Verfestigungsverhalten, welches eine Kombination aus isotroper und kinematischer Verfestigung darstellt [Ban00, Doe10, Spu12, Roe12].

Zur Ermittlung umformspezifischer Prozessgrößen werden verschiedene Methoden herangezogen. Diese unterscheiden sich in der Komplexität der Annahmen unter denen sie Gültigkeit besitzen und der daraus resultierenden Genauigkeit. Nach [Klo06] unterscheidet man hierbei zwischen analytischen, graphischen, empirischen und numerischen Methoden. Die bekanntesten Methoden sind:

- Energiemethode
- Streifen-, Scheiben- bzw. Röhrenmethode
- Gleitlinienmethode
- Schrankenmethode
- Finite-Elemente-Methode

Detaillierte Erläuterungen zu den einzelnen Methoden finden sich in [Lan02, Klo06, Roe12, Spu12]. Für komplexe Problemstellungen, wie sie heutzutage in der Umformtechnik auftreten,

wird vornehmlich die Methode der Finiten Elemente herangezogen. Dieses Verfahren wird daher zu einem späteren Zeitpunkt gesondert betrachtet.

2.2.3 Mechanische Eigenschaften metallischer Werkstoffe

Die mechanischen Eigenschaften von Metallen sind in großem Maße von deren Struktur und dem vorliegenden Gefüge abhängig. Als wichtigste mechanische Eigenschaften sind nach [Bar12] die Verformbarkeit und die Festigkeit zu nennen. Diese kennzeichnen das Werkstoffverhalten, hervorgerufen durch eine äußere Last [Czi12]. Die Verformung der Metalle und deren Mechanismen wurden bereits in Kapitel 2.2.1 erläutert. Auch die Festigkeit wurde bereits in Form der durch Versetzungen hervorgerufenen Verfestigung des Werkstoffs angedeutet. Weitere Möglichkeiten zur Festigkeitssteigerung bei Metallen werden in Kapitel 2.2.4 näher beschrieben. An dieser Stelle sollen weitere Begrifflichkeiten, welche die mechanischen Eigenschaften von Metallen beschreiben, erläutert werden. Hierbei zählen neben der bereits erwähnten Festigkeit auch die Steifigkeit und die Duktilität der eingesetzten Werkstoffe.

Die Steifigkeit beschreibt die Widerstandsfähigkeit eines Werkstoffes gegen elastische, d.h. reversible Verformungen hervorgerufen durch eine äußere Last. Die Steifigkeit wird durch den Elastizitätsmodul E charakterisiert und stellt einen linearen Zusammenhang zwischen der Verformung und der äußeren Last in Form der wirkenden Spannung dar (vgl. Kapitel 2.2.1) [Lan02, Roe12]. Der Begriff der Steifigkeit wird nach [Vla09] oftmals im Zusammenhang mit dem gesamtelastischen Verhalten eines Blechbauteils verwendet und als sog. Bauteilsteifigkeit bezeichnet. Hierbei wird die Nachgiebigkeit eines Blechbauteils gegen eine äußere Last verstanden, die eine reversible Verformung hervorruft.

Die Duktilität eines Werkstoffs ist für das Streckziehen von enormer Relevanz. Sie beschreibt die Fähigkeit eines Werkstoffs, sich unter Belastung plastisch zu verformen, ehe dieser versagt. Beschrieben wird die Duktilität eines Werkstoffs durch Verformungskenngrößen, wie z.B. die Brucheinschnürung Z , die Bruchdehnung A_{80} , die Gleichmaßdehnung A_g oder das maximale Formänderungsvermögen φ_{\max} [Czi12, Doe10]. Beim Streckziehen werden im Krafeinleitungsbereich hohe Formänderungen erreicht, sodass sich hierfür vornehmlich Werkstoffe mit hoher Duktilität eignen [Lan02].

2.2.4 Mechanismen der Festigkeitssteigerung

Die Umformbarkeit metallischer Werkstoffe ist dadurch bestimmt, dass Versetzungen ungehindert wandern können. Werden diese Versetzungen gehindert, werden höhere Spannungen benötigt, um ein weiteres plastisches Fließen des Werkstoffs aufrecht zu erhalten. Dieser Vorgang wird als Verfestigung verstanden und kann verschiedene Ursachen haben bzw. durch verschiedene Mechanismen ausgelöst werden [Bar12, Lan02, Roe12, Roo11, Wei12]. Folgende Mechanismen lassen sich in der Literatur finden:

- Verformungsverfestigung oder Kaltverfestigung
- Mischkristallverfestigung
- Verfestigung durch Kornverfeinerung
- Teilchenverfestigung oder Ausscheidungshärtung.

Wie bereits in Kapitel 2.2.1 erwähnt, basiert die plastische Verformung von Metallen hauptsächlich auf das Wandern von Versetzungen. Diese werden während der Umformung, beispielsweise durch den Frank-Read-Mechanismus [Lan02, Roe12], neu gebildet, wodurch die Versetzungsdichte ständig steigt. Die in hoher Anzahl auftretenden Versetzungen können sich gegenseitig behindern oder sich an Korngrenzen und an Ausscheidungen aufstauen, wodurch das Material verfestigt [Roe12, Roo11]. Im Bereich des Karosseriebaus sind die eingesetzten Blechwerkstoffe möglichst duktil, um Reißen zu vermeiden bzw. möglichst komplexe Geometrien realisieren zu können und als Fertigteil eine möglichst hohe Streckgrenze aufweisen, so dass ein hoher Beulwiderstand erzielt werden kann [Wei12].

Einen weiteren Mechanismus der Festigkeitssteigerung stellt die sog. Mischkristallverfestigung dar. Fremdatome können sich im Kristallgitter lösen und einen sog. Mischkristall bilden. Diese können dieselbe Position im Kristallgitter einnehmen und werden daher auch als Substitutionsmischkristall bezeichnet. Nehmen die Fremdatome einen Zwischengitterplatz ein, spricht man von einem interstitiellen Mischkristall. Die Größe der Atome spielt hierbei eine entscheidende Rolle. Fremdatome größeren Durchmessers können grundsätzlich nur dieselbe Position einnehmen wie die Wirtsatome. Dadurch wird das Kristallgitter elastisch verzerrt und es herrschen Druckspannungen im Gitter. Eine wandernde Versetzung, hervorgerufen durch plastische Verformung, benötigt mehr Energie, um in diese Druckspannungszone hineinzuwandern bzw. diese zu überwinden. Bei Fremdatomen kleineren Durchmessers als die der Wirtsatome wird das Kristallgitter ebenfalls verzerrt, ruft jedoch eine Zugspannung hervor. Eine Versetzung kann demnach einfacher in diesen Bereich hineinwandern, wird jedoch durch die wirkenden Zugspannungen daran gehindert diesen Bereich wieder zu verlassen. In beiden Fällen werden höhere Spannungen erfordert, sodass man hier von der Mischkristallverfestigung spricht. Auch bei einem interstitiellen Mischkristall wird das Kristallgitter verzerrt, sodass Versetzungen behindert werden diese Bereiche ohne Spannungsanstieg zu durchwandern [Roe12, Bar12, Roo11].

Wie bereits erwähnt, können sich Versetzungen gegenseitig behindern und sich auch an Korngrenzen aufstauen. Diese Aufstauungen bilden dann ein Hindernis für Gleitvorgänge und erhöhen somit die Festigkeit von Metallen. Demnach kann eine Flächenvergrößerung der Korngrenzen zu einer erhöhten Verfestigung beitragen. Dies lässt sich durch eine feinkörnige Gefügeausbildung erreichen z.B. durch Rekristallisationsglühen [Roe12, Wei12]. Die Kornverfeinerung liefert demnach einen erheblichen Beitrag zur Festigkeitssteigerung, d.h. mit abnehmender Korngröße steigt der Widerstand gegen die Versetzungsbewegung [Roo11].

Die Teilchenverfestigung oder Ausscheidungshärtung ist ein wichtiger Mechanismus zur Festigkeitssteigerung bei Metallen. Insbesondere bei Nichteisenmetallen stellt sie die wichtigste Methode der Festigkeitserhöhung dar und wird am häufigsten bei sog. aushärtbaren Aluminiumwerkstoffen angewendet. In der Kraftfahrzeugindustrie werden für Außenhautteile vermehrt Aluminiumlegierungen der sog. 6xxx Familie eingesetzt, welche als Hauptlegierungselement Magnesium und Silicium enthalten, wodurch eine hohe Festigkeit und gute Warmaushärtbarkeit gegeben sind. Die Festigkeitssteigerung erfolgt hierbei durch Ausscheiden einer zweiten Phase bei der Auslagerung eines übersättigten Mischkristalls. Der Vorgang der Wärmebehand-

lung, welcher hier zugrunde liegt, gliedert sich in mehrere Teilschritte. Zunächst wird die Legierung bei 520°C in Lösung gebracht (siehe Abbildung 4 - Punkt 1), sodass alle noch vorhandenen Mg_2Si Ausscheidungen gelöst werden [Got07, Ros11, Bar12, Kes01a].

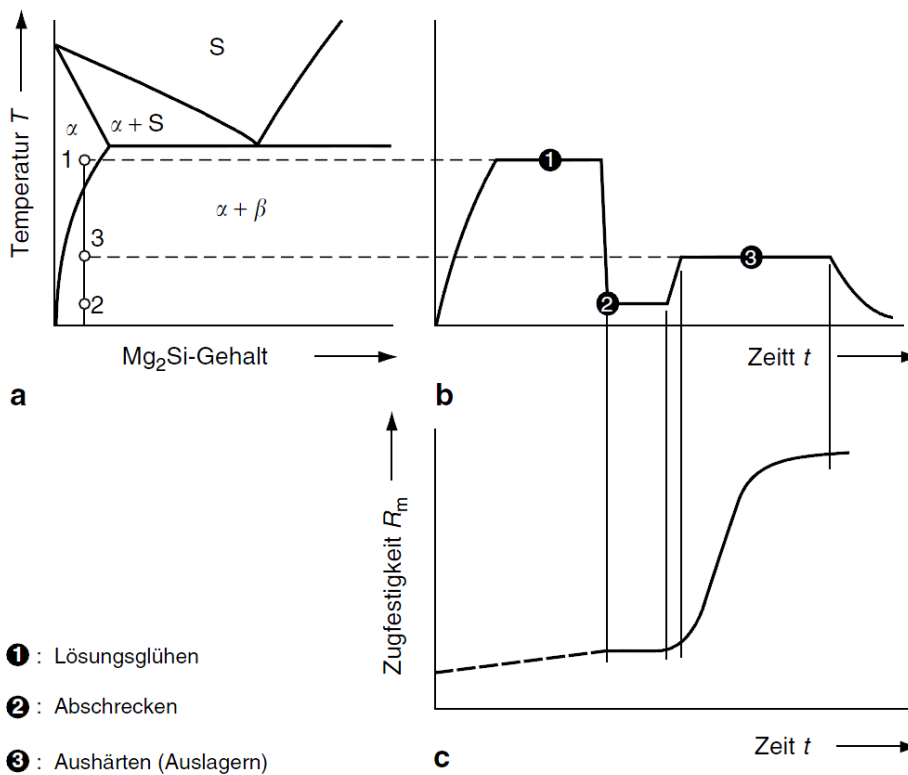


Abbildung 4: Schematische Darstellung der Aushärtung einer Aluminiumlegierung [Bar12]

Anschließend wird der Werkstoff auf Raumtemperatur abgeschreckt, sodass alle Diffusionsvorgänge gestoppt werden (siehe Abbildung 4 - Punkt 2). Der Werkstoff liegt anschließend im sog. T4-Zustand vor und verfügt über eine geringe Festigkeit, sodass er nun der Kaltumformung zugeführt werden kann. Die letzte Phase der Ausscheidungshärtung erfolgt in Form einer Warmauslagerung bei Auslagerungstemperaturen zwischen 120°C-175°C und nimmt je nach Temperatur zwischen wenigen Stunden und mehreren Tagen in Anspruch (siehe Abbildung 4 - Punkt 3). Um die Auslagerungsdauer auf den fertigungstechnischen Ablauf der Karosserieherstellung anzupassen, werden Auslagerungstemperaturen von etwa 200°C angestrebt, sodass die Auslagerungsdauer auf etwa 30min verkürzt werden kann. Dieser Vorgang kann somit in den KTL-Lacktrochnungsprozess integriert werden [Kes01b, Bar12, Roo11, Men11]. Der Einfluss einer derartigen Warmauslagerung auf die Festigkeitseigenschaften einer Aluminiumlegierung der 6xxx Familie wurde bereits messtechnisch nachgewiesen und konnte jüngst durch [Wer12] bestätigt werden.

2.2.5 Werkstoffkennwerte und deren Einfluss auf den Streckziehprozess

Die in Kapitel 2.2.1 beschriebene Fließkurve beschreibt das Werkstoffverhalten bei der Umformung im plastischen Bereich und kann im einachsigen Zugversuch nach DIN EN 10 002-1 durch Erfassen der Messgrößen Kraft F und Weg s ermittelt werden [Doe10, Spu12]. Neben

einer experimentellen Ermittlung, kann die Fließkurve auch mithilfe von Potenzfunktionen mathematisch beschrieben werden. Eine gängige mathematische Beschreibung der Fließkurve basiert auf einer Potenzfunktion, welche sich messtechnisch ermittelter Werkstoffkenngrößen aus dem Zugversuch bedient und als sog. Ludwik-Hollomon-Gleichung (13) bezeichnet wird [Lud09, Hol45]. Die Fließkurve zahlreicher Aluminiumlegierungen sowie zahlreicher unlegierter als auch niedriglegierter Stahlwerkstoffe lässt sich hiermit analytisch beschreiben [Spu12].

$$k_f = C \cdot \varphi^n \quad (13)$$

Neben dem Ansatz nach Ludwik-Hollomon existieren weitere mathematische Ansätze zur Beschreibung der Fließkurve. Als bekannteste seien hier die Ansätze von

- Swift
- Voce
- Hocket-Sherby
- Ghosh

erwähnt [Swi52, Voc48, Arm82, Gho73].

Die Fließspannung k_f wird beim Ansatz von Ludwik-Hollomon durch die Werkstoffkonstante C und dem Umformgrad φ in Abhängigkeit vom sog. Verfestigungsexponenten n beschrieben. Die Konstante C wird aus der Zugfestigkeit R_m und dem Verfestigungsexponenten n berechnet und kann nach [Rei61] wie folgt beschrieben werden:

$$C = R_m \cdot \left(\frac{e}{n}\right)^n \quad (14)$$

Der Verfestigungsexponent n stellt nach [Sem88] ein Maß für die während einer plastischen Verformung auftretende Verfestigung des Werkstoffs dar und wird durch die Steigung der Fließkurve im doppeltlogarithmischen Maßstab erfasst [Wei12, Klo06]. Bei Werkstoffen mit einem hohen Verfestigungsexponenten n steigt aufgrund des ausgeprägten Verfestigungsverhaltens die Fließspannung k_f bei zunehmender Formänderung φ schneller an als bei Werkstoffen mit niedrigem n -Wert. Hohe Spannungen können daher besser in benachbarte Bereiche übertragen werden, sodass sich das Maximum der Formänderung während der Umformung weiter in den Randbereich des Bauteils verlagert [Doe10, Kug09]. Werkstoffe mit hohem n -Wert weisen daher eine homogenere Formänderungsverteilung auf und ein Bauteilversagen durch Reißen kann demnach hinausgezögert werden. Werkstoffe mit hohem n -Wert eignen sich aus diesen genannten Gründen besonders gut zum Streckziehen flacher Bauteile [Sem88, Doe10].

Der Betrag des Verfestigungsexponenten n korreliert im Allgemeinen mit der Korngröße des betrachteten Werkstoffs. Hierbei nimmt der Verfestigungsexponent mit abnehmender Korngröße, bei steigender Festigkeit, ab (vgl. Kapitel 2.2.4 – Verfestigung durch Kornverfeinerung). Es besteht demnach ein direkter Zusammenhang zwischen dem Verfestigungsexponenten n und der Streckgrenze respektive der Zugfestigkeit des Werkstoffs. Diese Korrelation zwischen der Korngröße und der Festigkeit wird durch die sog. Hall-Petch-Beziehung beschrieben [Sch10, Ost07].

Wie bereits in Kapitel 2.2.1 angedeutet, besitzen gewalzte Produkte anisotrope Eigenschaften, welche erst durch Folgeprozesse wie beispielsweise das Tief- und Streckziehen zu Tage treten, d.h. die Atomgitter der Körner sind nicht regellos orientiert, sondern sind entlang bestimmter Vorzugsrichtungen orientiert. Diese Vorzugsrichtung wird auch als Textur bezeichnet, wodurch sich die richtungsabhängigen Werkstoffeigenschaften ergeben. Ein Maß für die richtungsabhängigen plastischen Eigenschaften von Blechwerkstoffen stellt die sog. senkrechte Anisotropie r dar, welche im uniaxialen Zugversuch ermittelt werden kann. Die senkrechte Anisotropie r ist definiert als das Verhältnis der logarithmischen Formänderung in Breitenrichtung φ_b zur logarithmischen Formänderung in Dickenrichtung φ_s und kann mit

$$r = \frac{\varphi_2}{\varphi_3} = \frac{\varphi_b}{\varphi_s} \quad (15)$$

berechnet werden [Ban10, Klo06, Spu12, Lan02].

Anisotropiewerte mit $r > 1$ beschreiben einen Blechwerkstoff, welcher bei einer Zugbeanspruchung eher aus der Breite fließt und einer Dickenabnahme einen größeren Widerstand entgegenbringt. Blechwerkstoffe mit $r < 1$ fließen hingegen eher aus der Blechdicke, während Werkstoffe mit $r = 1$ als isotrop bezeichnet werden [Ban10, Klo06]. Der Anisotropiewert r ist in der Blechebene nicht als konstant anzunehmen, sondern als eine Kenngröße, die abhängig vom Winkel bezogen auf die Walzrichtung ist [Klo06, Fri12]. Dieser Sachverhalt wird mithilfe eines Mittelwerts, der sog. mittleren senkrechten Anisotropie r_m erfasst und kann mit

$$r_m = \frac{r_{0^\circ} + 2 \cdot r_{45^\circ} + r_{90^\circ}}{4} \quad (16)$$

berechnet werden. Hierbei gilt analog zur senkrechten Anisotropie r derselbe Sachverhalt. Bei hoher mittleren senkrechten Anisotropie r_m gilt der Werkstoff als gut umformbar, während bei niedrigem r_m -Wert die Tiefziehbarkeit sinkt [Doe10]. Eine weitere Größe, welche die sog. Zipfeligkeit beschreibt, wird durch die sog. ebene Anisotropie Δr durch

$$\Delta r = \frac{r_{0^\circ} + r_{90^\circ}}{2} - r_{45^\circ} \quad (17)$$

beschrieben. Je größer die ebene Anisotropie Δr ist, desto größer die Höhenunterschiede in den Zipfeln. Bei positivem Δr ergeben sich unter einem Winkel von 0° und 90° zur Walzrichtung die Zipfel, während sich bei einem negativen Wert von Δr die Zipfel unter einem Winkel von 45° zur Walzrichtung ergeben. Bei einem Wert von $\Delta r \approx 0$ bilden sich keine Zipfel aus [Klo06, Doe10]. Nach [Sem88] lässt sich mit Werkstoffen, welche eine hohe mittlere senkrechte Anisotropie r_m bei gleichzeitig niedriger ebener Anisotropie Δr aufweisen, ein optimales Tiefziehergebnis realisieren.

Die hier beschriebenen Werkstoffkennwerte, sowie der in Kapitel 2.2.1 beschriebene Elastizitätsmodul E , welcher nach [Czi12, Eve04] als ein Steifigkeitsfaktor verstanden werden kann, sind keineswegs konstante Größen. U.a. sind sie vielmehr abhängig vom aktuellen Grad der Umformung des betrachteten Werkstoffs, der aktuellen Temperatur und der Dehnrate [Eve04, Doe02]. Nach [Avi68, Doe86, Sem88] sind die Spannungs-Dehnungs-Zusammenhänge derart

komplex, dass sich bei vielen Materialien die Fließkurve bei höherer Dehnrates entsprechend Abbildung 5 ändert.

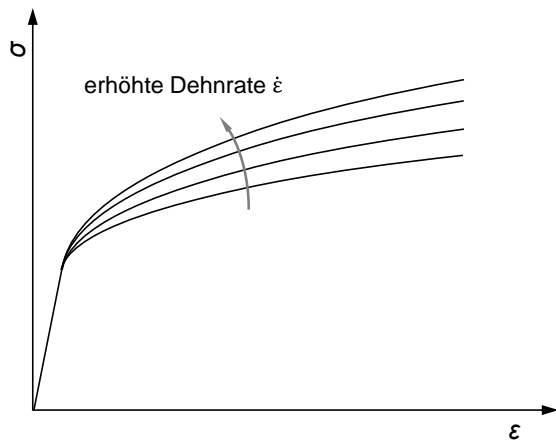


Abbildung 5: Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei unterschiedlicher Dehnrates nach [Avi68]

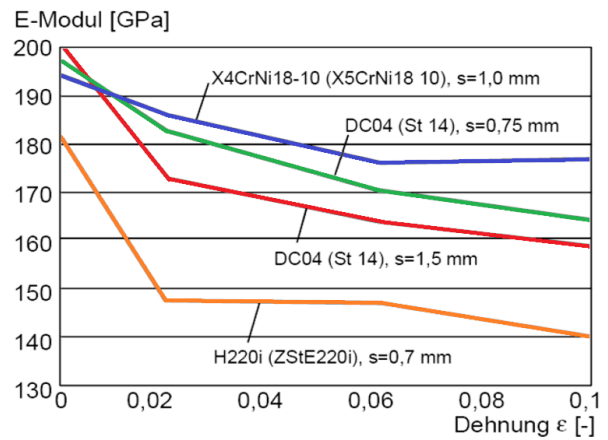


Abbildung 6: Änderung des Elastizitätsmoduls bei plastischer Verformung [Neu98]

Auch der E-Modul ist mit zunehmender Dehnung nicht als konstant anzusehen, nach [Doe02] reduziert eine Vorreckung des Werkstoffs den E-Modul (Abbildung 6), der sich durch eine nachgelagerte Wärmebehandlung wieder erholen kann [Eve04]. Die Prüftemperatur besitzt einen ebenfalls entscheidenden Einfluss auf den E-Modul. Eine Erhöhung der Prüftemperatur führt nach [Eve04, Sch07b] zu einer Verminderung des E-Moduls. Zusätzlich zur Dehnungsabhängigkeit des E-Moduls besteht weiterhin eine Abhängigkeit des E-Moduls von der Orientierung bezogen auf die Walzrichtung [Sch07b].

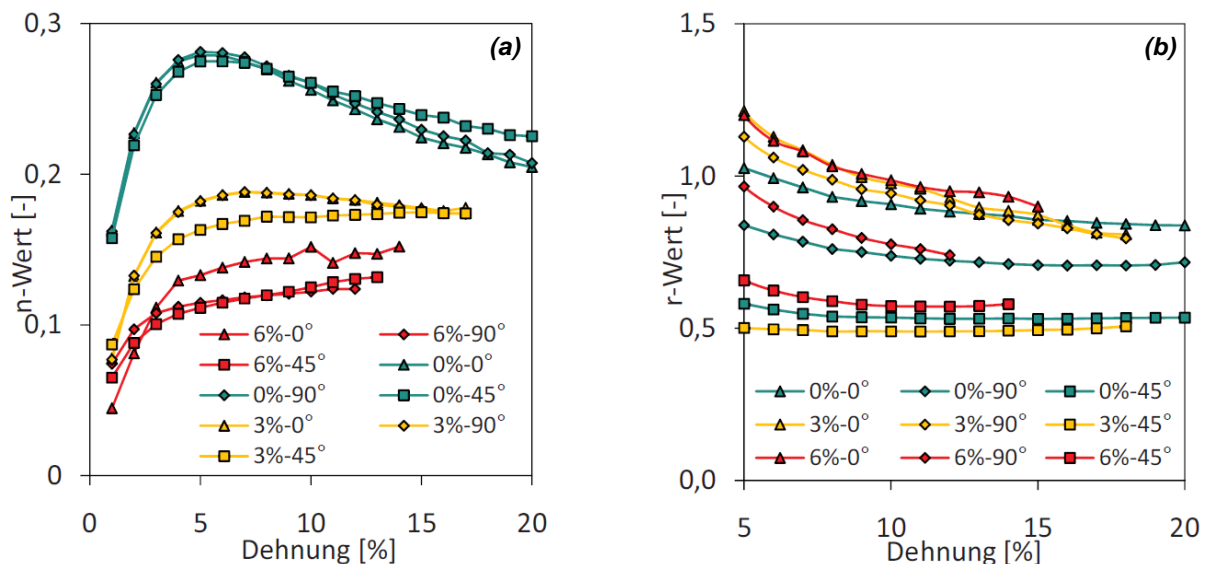


Abbildung 7: Dehnungsabhängigkeit des Verfestigungsexponenten (a) und der senkrechten Anisotropie (b) einer AA6016 Aluminiumlegierung [Sch10]

Eine Analyse des dehnungsabhängigen r -Wertverlaufs ergibt ebenso wie die nähere Betrachtung des n -Wertverlaufs eine signifikante Abhängigkeit zum Betrag der plastischen Dehnung und der Orientierung bezogen auf die Walzrichtung. Dehnungsabhängige Versuchsergebnisse nach [Sch10] verdeutlichen die jeweilige Abhängigkeit von der vorherrschenden Dehnung (Abbildung 7) für eine Aluminiumlegierung der 6xxx Familie, die typischerweise für PKW-Außenhautbauteile eingesetzt wird.

Bei den mit Hilfe des Zugversuchs ermittelten Werkstoffkennwerten handelt es sich nicht um konstante Werte, sondern um dehnungs- und richtungsabhängige Kenngrößen, die als Prozessparameter zu verstehen sind und einen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse rechnergestützter FE-Simulationen besitzen. Hierbei sind insbesondere der E-Modul, die senkrechte Anisotropie r sowie der Verfestigungsexponent n hervorzuheben [Sch07b].

2.2.6 Tribologie in der Blechumformung

Die Tribologie in der Umformtechnik beschäftigt sich mit allen Arten von Reibung, Verschleiß und Schmierung und bildet damit eine komplexe Randbedingung mit großem Einfluss auf das Umformergebnis [Klo06, Gro11a, Spu12]. Grundsätzlich besteht ein tribologisches System aus einem Grundkörper (Werkzeug bzw. Ziehring), zu dem sich ein Gegenkörper (Werkstück bzw. Blechplatte) relativ bewegt. Hierbei wird ein Zwischenstoff (Schmierstoff) im Spalt zwischen Grund- und Gegenkörper berücksichtigt [Doe10]. Im Folgenden sollen lediglich die relevanten Größen für die vorliegende Arbeit erläutert werden. Weiterführende Erläuterungen finden sich in der einschlägigen Literatur [Czi10, Fil04, Hor01, Lan02, Lan90, Sta98, Pfe97].

Bei der Blechumformung spielen die Reibung und deren Einflüsse eine übergeordnete Rolle. Dies ist auf der im Verhältnis zum Volumen großen Oberfläche der Platine zurückzuführen und wird mit abnehmender Blechdicke zunehmend prägnanter. Die Reibung wirkt sich auf den Umformprozess signifikant aus und beeinflusst den Kraftaufwand, den Verschleiß, die Werkzeugtemperatur und weitere Faktoren [Doe10, Fil04, Spu12]. Die Reibung wird in Abhängigkeit vom Kontaktzustand zwischen Werkzeug und Werkstück nach [Lan02] in vier wesentliche Bereiche eingeteilt (vgl. Abbildung 8):

- Festkörperreibung
- Grenzreibung
- Mischreibung
- Hydrodynamische Reibung (Flüssigkeitsreibung)

In der Umformtechnik ist die Mischreibung von entscheidender Bedeutung, d.h. es tritt ein Kontaktzustand auf, welcher sowohl durch Bereiche mit Festkörperreibung als auch mit Hydrodynamischer Reibung gekennzeichnet ist [Doe10]. Die Reibung unterliegt vielen Einflussgrößen, welche nach [Hor01, Klo06, Li95, Pfe97, Spu12, Sta98] dem Umformverfahren, der Schmierung, den Eigenschaften der Reibpartner und den äußeren Einflüssen wie etwa Temperatur und Luftfeuchtigkeit zugeordnet werden können (vgl. Abbildung 9).

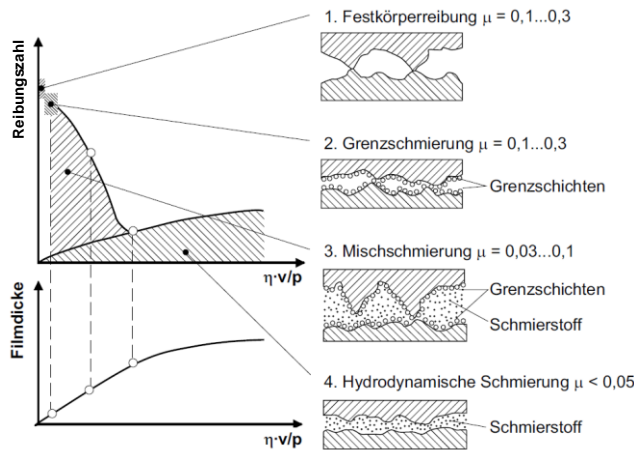


Abbildung 8: Stribeck-Kurve [Klo06]



Abbildung 9: Einflussgrößen auf die Reibung nach [Li95]

Für die Auslegung umformtechnischer Prozesse ist die Kenntnis über den Kraft- bzw. Arbeitsbedarf sowie der daraus resultierenden Spannungen und Formänderungen von essentieller Bedeutung. Wie bereits beschrieben, hat die Reibung einen maßgeblichen Einfluss auf diese Größen, sodass ein mathematisches Modell zur Beschreibung der Reibung notwendig erscheint. In der Umformtechnik haben sich zwei Modelle als praktikabel erwiesen – das Modell nach Charles Augustin de Coulomb und das sog. Reibfaktormodell [Klo06, Lan02]. Letzteres wird nach [Klo06] bei Umformprozessen mit hoher Kontaktnormalspannung, wie sie bei der Massivumformung auftreten, eingesetzt und an dieser Stelle daher nicht näher betrachtet.

Das Coulombsche Reibungsgesetz stellt einen mathematischen Zusammenhang zwischen der entgegen der Bewegungsrichtung wirkenden Reibungskraft F_R und der Normalkraft F_N mithilfe eines Proportionalitätsfaktors, der sog. Reibungszahl μ , her [Gro11b, Lan02]:

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (18)$$

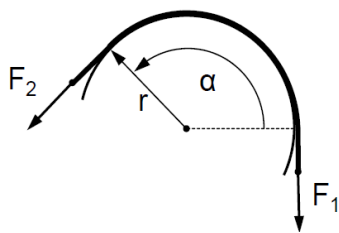
Die wirkenden Spannungen lassen sich analog hierzu mithilfe der Reibungsschubspannung τ_R und der Normalspannung σ_N beschreiben:

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N \quad (19)$$

Die genannte Reibungszahl μ wird über den Vorgang meist als konstant angenommen. Eine konstante Reibungszahl beschreibt die wahren Reibungsverhältnisse zwischen den Reibungspartnern jedoch nicht hinreichend genau. Zahlreiche Untersuchungen haben belegt, dass sich die Reibungszahl abhängig von der wirkenden Normalkraft, der Ziehgeschwindigkeit, der Temperatur, der Oberflächenbeschaffenheit und weiterer Größen einstellt [Fil11, Ma11, Spu12]. Sie ändert sich zeitlich und örtlich während des Ziehvorgangs und wird maßgeblich durch Blechwerkstoff und dessen Oberfläche (Beschichtung, Topographie) sowie der vorherrschenden Schmierung bzw. Beölung beeinflusst. Moderne Reibungsmodelle können bereits heute viele Einflussparameter der Reibung berücksichtigen, erscheinen jedoch für den Einsatz in der Simulation als zu komplex und nicht anwenderfreundlich. Weiterhin sind die meisten Modelle

nur für spezielle Fälle, d.h. für eine bereits validierte Konstellation der Reibungsparameter anwendbar und daher nicht allgemeingültig. Die Variation von Prozessparametern, z.B. der Oberflächenrauigkeit, der Gleitgeschwindigkeit, der Temperatur oder der Flächenpressung, bedingt eine Änderung des Reibungsmodells und damit eine erneute Validierung dessen [Fil11].

In der Blechumformung bewegt sich die Platine innerhalb des Werkzeugs über komplex gekrümmte Bereiche und wird über Radien umgelenkt. Hierbei können die Reibungskräfte nicht ausschließlich mit dem Reibungsgesetz nach Coulomb beschrieben werden, sodass andere Modelle herangezogen werden müssen. Den grundlegenden, jedoch sehr vereinfachten Ansatz für die mathematische Beschreibung der Reibungskraft beim Ziehen eines Blechwerkstoffs über einen Radius r (vgl. Abbildung 10) bildet das Gesetz nach Leonard Euler und Johann Albert Eytelwein, welches auch als Seilreibungsgesetz bezeichnet wird [Dun78, Boe09]. Hierfür werden idealisierte Annahmen getroffen, d.h. die Biegespannungen werden vernachlässigt, weiterhin wird angenommen, dass der Blechwerkstoff nicht einschnürt und dem Coulombschen Reibungsgesetz unterliegt. Für die Reaktionskraft F_2 ergibt sich nach [Lit64, Wag96, Gro11b, Mar02, Boe09] somit folgender Zusammenhang:



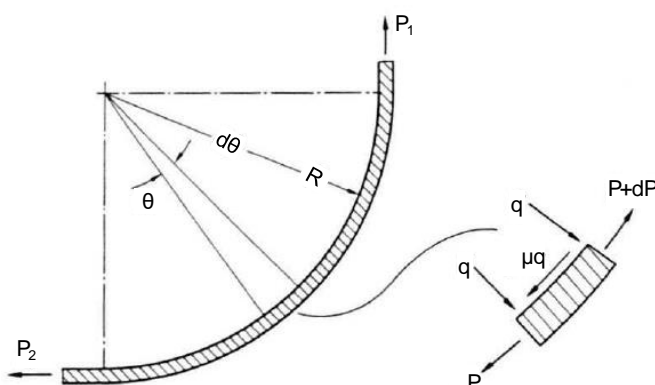
$$F_2 = F_1 \cdot e^{\mu \cdot \alpha} \quad (20)$$

mit

$$|F_2| > |F_1| \quad (21)$$

Abbildung 10: Seilreibungsgesetz nach Euler-Eytelwein [Vla09]

Die im Seilreibungsgesetz berücksichtigte Reibungszahl μ in Abhängigkeit vom Umschlingungswinkel α lässt sich nach Duncan und Shabel mithilfe des Kontaktdruckes an einem infinitesimalen Bogenelement θ eines Blechstreifens mit dem Radius R herleiten. Dabei wird ein Blechstreifen mit konstantem Querschnitt angenommen und das Reibungsgesetz nach Coulomb zugrunde gelegt [Dun78].



$$F_N = 2 \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot P \quad (22)$$

für $\theta \ll 1$ gilt

$$\sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \approx \frac{\theta}{2} \quad (23)$$

damit ergibt sich für F_N

$$F_N = \theta \cdot P \quad (24)$$

Abbildung 11: Am Blechstreifen wirkende Kräfte [Dun78]

Am Blechstreifen der Breite w greifen die Kräfte P_1 bzw. P_2 an, die den Kräften F_1 bzw. F_2 in Abbildung 10 entsprechen. An einem infinitesimalen Flächenelement A kann mittels einer

Gleichgewichtsbetrachtung der wirkenden Kräfte P bzw. $P+dP$ die auf diesem Element wirkende Normalkraft in Form einer Flächenlast q , die dem Kontaktdruck auf diesem infinitesimalen Flächenelement entspricht, ermittelt werden. Diese ergibt sich nach [Gro11b, Mar02, Mah12, Dun78] zu:

$$q = \frac{F_N}{A} = \frac{\theta \cdot P}{R \cdot \theta \cdot w} = \frac{P}{R \cdot w} \quad (25)$$

Die Aufsummierung der Kraftelemente in tangentialer Richtung ergibt:

$$dP = \mu \cdot q \cdot R \cdot w \cdot d\theta \quad (26)$$

Mit (26) ergibt sich (25) zu:

$$\frac{dP}{P} = \mu \cdot d\theta \quad (27)$$

Unter Annahme einer konstanten Reibungszahl kann diese mithilfe der vor und nach dem Radius angreifenden Kräfte P_1 und P_2 berechnet werden:

$$\mu = \frac{1}{\theta} \ln \left(\frac{P_1}{P_2} \right) \quad (28)$$

Diese Ansätze vernachlässigen jegliche Biegespannungen in der Platine und betrachten lediglich die Reibungsverhältnisse am Radius. Bei der Umformung sind jedoch die Spannungen am Radiuseinlauf sowie am Radiusauslauf ebenso von entscheidender Bedeutung, um ein mögliches Versagen des Werkstoffs vorherzusagen. Mathematische Ansätze zur Berechnung sowie Versuchseinrichtungen zur experimentellen Bestimmung der entsprechenden Größen werden daher in Kapitel 5.1 erläutert.

2.2.7 Finite-Elemente-Methode (FEM)

Die sog. Methode der Finiten Elemente (FEM) ist ein numerisches Verfahren für die Lösung von Differentialgleichungen [Alt12, Ban00, Mer10]. Zur Einsparung von Zeit und Kosten werden in der Umformtechnik simulative Machbarkeitsuntersuchungen auf Basis der FEM durchgeführt, d.h. es wird der umformtechnische Prozess mithilfe entsprechender Software virtuell abgebildet bzw. modelliert und mittels numerischer Verfahren berechnet. Hierbei werden die FEM basierten Verfahren zur gezielten Auslegung des Umformprozesses und der Bauteile selbst eingesetzt. Durch den in der Bauteilentwicklung frühzeitigen Einsatz dieser numerischen Verfahren können Prozesse optimiert und Entwicklungszeitbedarfe reduziert werden. Aufgrund der in der Umformtechnik hohen Werkzeugkosten spielen FEM basierte numerische Verfahren heutzutage während des Produktentstehungsprozesses eine wesentliche Rolle [Spu12, Eis12, Klo06].

Die Basis der FEM bildet die Diskretisierung eines komplexen Körpers in eine Anzahl endlicher, geometrisch einfacher 2- bzw. 3-dimensionaler Elemente, welche als finite Elemente bezeichnet werden. Diese Elemente sind untereinander mittels Knoten verbunden zwischen denen die sog. Ansatzfunktion des Elementes definiert wird. Diese Ansatzfunktion, die oft auch als

Interpolationsfunktion bezeichnet wird, wird zur Annäherung des Verlaufs der Zustandsgrößen innerhalb eines Elementes verwendet. Damit lässt sich für jedes Element eine Lösung des Anfangswertproblems finden und mittels mathematischer Methoden können die Einzellösungen schließlich zu einer globalen Lösung für die untersuchte Gesamtstruktur zusammengesetzt werden [Spu12, Eis12]. Allgemein kann eine Finite-Elemente-Analyse (FEA) nach [Klo06, Spu12] in folgende drei Phasen unterteilt werden:

- Datenaufbereitung bzw. Modellbildung mittels eines Preprozessors
- Berechnung der Bewegungsgleichungen mittels eines Solvers
- Auswertung bzw. Darstellung der Ergebnisse mittels eines Postprozessors

Im ersten Schritt, der Modellbildung, spielen die Eingangsparameter für eine FE-Berechnung eine entscheidende Rolle. Neben der bereits angesprochenen Diskretisierung des komplexen Körpers in finite Elemente müssen diese im Preprocessing in ihren Eigenschaften definiert werden. Hierfür werden in der Umformtechnik nach [Alt12, Lan93, Mer10] grundsätzlich drei verschiedene Elementtypen eingesetzt:

- Volumenelemente (Kontinuumselemente)
- Membranelemente
- Schalenelemente

Volumenelemente weisen keine Einschränkungen bzgl. Geometrie und an das Nachbarelement übertragbare Spannungen auf, wodurch sie nahezu universell einsetzbar sind. Da in der Blechumformung das umzuformende Halbzeug eine zur Dicke relativ große Oberfläche besitzt und das Breiten- zu Höhenverhältnis von Volumenelementen den Faktor 5–10 nicht überschreiten darf, wird für eine exakte Abbildung des Prozesses eine hohe Anzahl von Elementen erforderlich. Dieser Sachverhalt erhöht drastisch die Rechenzeit solcher FE-Rechnungen und ist daher im Allgemeinen nicht praktikabel [Lan93, Mer10].

Membranelemente berücksichtigen lediglich Spannungen in der Blechebene, die in Blechdickenrichtung als konstant angenommen werden. Damit können keine Normalspannungen und Schubspannungen in Blechdickenrichtung berücksichtigt werden, wodurch diese Elemente starken Einschränkungen unterliegen. Sie reduzieren einen dreidimensionalen Umformvorgang auf ein zweidimensionales Problem, wodurch die Rechenzeiten extrem verkürzt werden können. Für biegedominierte Prozesse bzw. Prozesse mit Biegebeanspruchung, wie sie bei der Umformung von Außenhautbeplankungen vorliegen, sind diese Elemente daher nur bedingt einsetzbar. Es wird ein minimaler Quotient des Biegeradius zur Blechdicke von zehn angegeben, ab dem Membranelemente für die Umformsimulation eingesetzt werden können [Eis12].

Schalenelemente reduzieren ebenfalls einen dreidimensionalen Umformvorgang auf ein zweidimensionales Problem, können jedoch im Gegensatz zu den Membranelementen Spannungen in Blechdickenrichtung abbilden und damit Veränderungen in den Normal- und Scherspannungen erfassen. Damit lassen sich die meisten umformtechnischen Prozesse bei entsprechend angemessener Rechenzeit abbilden [Lan93, Mer10].

Neben der Diskretisierung des komplexen Körpers und der Zuweisung eines geeigneten Elementtypus muss während des Preprozessings der umzuformende Werkstoff definiert werden. Man unterscheidet bei der Simulation von Umformprozessen zwischen zwei Hauptgruppen:

den Stoffgesetzen, welche die elastischen Werkstoffeigenschaften berücksichtigen und denen, die den Werkstoff als starr, d.h. als Biegesteif annehmen (Abbildung 12).

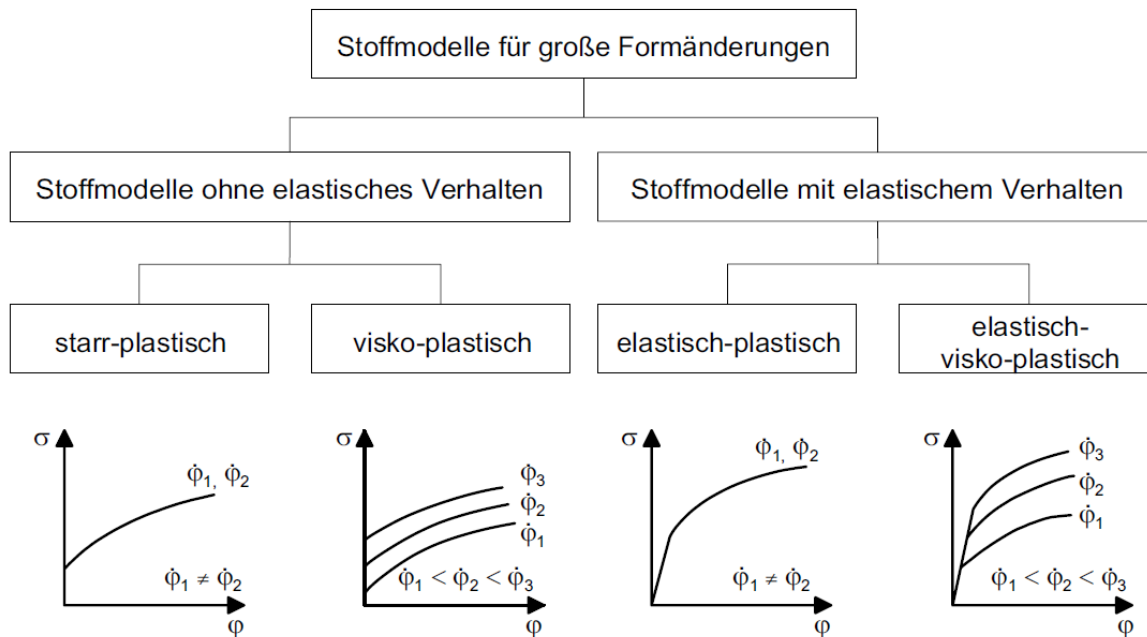


Abbildung 12: Einteilung der Stoffmodelle für große plastische Formänderungen [Lan93]

Für die Blechumformung sind die elastisch-plastischen Stoffmodelle von besonderer Bedeutung. Sie berücksichtigen das elastische Verhalten des Werkstoffs und können damit die Rückfederung der Bauteile abbilden [Klo06, Mer10]. Weitere Randbedingungen, die den Prozess und die Kinematik der Werkzeuge berücksichtigen, müssen ebenfalls im Modell hinterlegt werden. Hierbei hat die Definition der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück einen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse aus FE-Rechnungen [Li95].

Im zweiten Schritt erfolgt die Berechnung des Simulationsmodells mittels eines Solvers. Grundsätzlich wird hierbei zwischen expliziten und impliziten Lösungsverfahren unterschieden. Implizite Verfahren finden meist im Bereich der Massivumformung, explizite Verfahren hingegen meist im Bereich der Blechumformung Anwendung. Letztere unterteilen den Prozess in kleine Zeitschritte und suchen nach einer Lösung der Differentialgleichungen für den Zeitschritt $t+\Delta t$ ausgehend vom Ausgangszeitpunkt t . Die Ergebnisse zum Zeitpunkt $t+\Delta t$ dienen dann als Basis zur Berechnung des nächsten Zeitschritts. Dieses Vorgehen ist jedoch nur dann möglich, wenn der Zeitschritt Δt kleiner gewählt wird als die Zeitdauer, die eine elastische Welle benötigt, um die Strecke der kleinsten Elementkantenlänge zurückzulegen. Die Zeitschrittweite ist demnach von der werkstoffspezifischen Schallgeschwindigkeit c abhängig, welche vom Elastizitätsmodul E und der Dichte ρ abhängt. Aus diesem Grund sind die Zeitschrittweiten sehr gering, wodurch sich eine hohe Anzahl an Rechenschritten ergibt. Durch geeignete Maßnahmen, können diese jedoch reduziert werden, sodass die Rechenzeiten akzeptabel bleiben [Klo06, Mer10]. Weiterführende Erläuterungen finden sich in der einschlägigen Literatur [Bat02, Zie84]. Implizite Verfahren unterliegen nicht der Beschränkung einer kleinen Zeit-

schrittweise, sondern lösen das nichtlineare Gleichungssystem mittels eines Iterationsverfahrens. Dies erfordert jedoch meist höhere Rechenleistungen pro Zeitschritt, da jedoch die Zeitschrittweite wesentlich höher gewählt werden kann, wird dieser Faktor kompensiert. In der Blechumformung werden implizite Verfahren meist für die Rückfederungsberechnung eingesetzt, die als statisches Problem gesehen wird. Für den Umformvorgang selbst, finden meist explizite Lösungsverfahren Anwendung [Klo06, Eis12].

Nach der Berechnung durch den Solver werden im letzten Schritt die Ergebnisse mithilfe eines Postprozessors ausgewertet. Hierbei müssen zunächst die Resultate mit experimentell ermittelten Messwerten verglichen werden, um die Aussagekraft der Simulation zu prüfen bzw. diese zu bestätigen. Basierend auf einer derartigen Validierung können weitere Simulationsreihen und Optimierungsmaßnahmen rein virtuell erfolgen, ehe eine Umsetzung im Werkzeug erfolgt [Mer10].

2.3 Verfahren und Werkzeuge des Streckziehens

Das Streckziehen wird nach DIN 8585 der Verfahrensgruppe des Zugumformens der Untergruppe Tiefen mit starren Werkzeugen zugeordnet (siehe Kapitel 2.1.3). Grundsätzlich handelt es sich um ein einfaches Verfahren, bei dem an mindestens zwei gegenüberliegenden Seiten eines Blechzuschnitts mittels Greifern oder Spannelementen das Blech eingespannt wird [Oeh66a, Spu12]. Die Einspannung des Blechzuschnitts kann sowohl mittels starren, drehbar gelagerten Spannelementen, als auch mit Hilfe von rotatorisch und translatorisch beweglichen Spannanzgen erfolgen, die mit zunehmender Zugkraft während des Prozesses diese selbsttätig erhöhen [Lan90, San67].

Prinzipiell erfolgt die Umformung des Halbzeugs durch eine vorwiegend uniaxiale Zugbeanspruchung, welche durch den Formstempel oder durch die Spannanzgen eingebracht wird. Der Werkstoff wird hierbei über die Fließgrenze hinaus beansprucht und passt sich im plastischen Zustand der Kontur des formgebenden Stempels an. Dabei ergibt sich während der Umformung eine Verringerung der Blechdicke bei gleichzeitiger Vergrößerung der Platine. Basierend auf den beiden Möglichkeiten der Zugkrafteinbringung erfolgt eine prinzipielle Unterteilung in das sog. einfache Streckziehen und das tangentialer Streckziehen. Beim einfachen Streckziehen wird die zur Umformung nötige Zugkraft durch die Stempelbewegung aufgebracht, während beim tangentialen Streckziehen die Zugkraft sowohl durch eine aktive Bewegung der Spannanzgen als auch des Formstempels realisiert wird [Lan90, Oeh66b, Spu12].

2.3.1 Einfaches Streckziehen

Das einfache Streckziehen wird vornehmlich zur Herstellung einfach gekrümmter Blechformteile eingesetzt. Bauteile mit räumlicher Krümmung sind für diesen Herstellungsprozess nicht vorgesehen. Die Platine wird meist an zwei, seltener an allen Seiten durch Greifer oder Spannanzgen fixiert, welche drehbar gelagert sind (Abbildung 13). Die für das einfache Streckziehen eingesetzten Maschinen bestehen prinzipiell aus einem meist hydraulisch angetriebenen Pressentisch auf dem der Stempel mittig angeordnet wird, einer Schlittenführung für die Einspannelemente, sowie einem Antriebsaggregat mit entsprechender Steuerung [Klo06, Lan90].

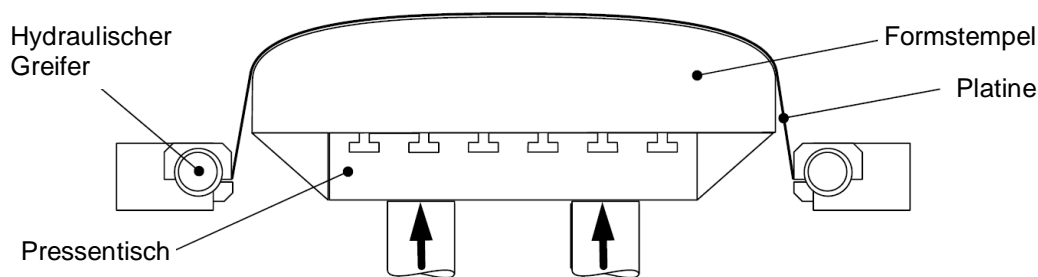


Abbildung 13: Schematische Darstellung des einfachen Streckziehens nach [Lan90]

Zunächst wird das umzuformende Halbzeug mittels Spannzangen an mindestens zwei gegenüberliegenden Seiten fest eingespannt. Die Spannelemente, die aus Variabilitätsgründen auf Führungsschritten verschiebbar gelagert sind, behalten während der Umformung ihre Lage bei. Die Relativbewegung, die zur Umformung der Platine nötig ist, wird durch den Stempel aufgebracht, der durch seine Bewegung die nötigen Spannungen mittelbar in das Blech einleitet. Zunächst findet ein Kontakt zwischen Halbzeug und Werkzeug an dessen Kuppe statt, wo der Blechwerkstoff elastisch verformt wird. Bei weiterer Aufwärtsbewegung des Stempels verformt sich nach Überschreiten der Streckgrenze der Werkstoff plastisch bis er schließlich im oberen Umkehrpunkt des Stempels seine endgültige Formkontur erhält. Mit zunehmender Stempelbewegung vergrößert sich indes die Kontaktfläche zwischen Stempel und Platine, sodass die in diesem Bereich wirkenden Reibungskräfte eine weitere Dehnung der bereits am Stempel anliegenden Platinenbereiche behindern. Dadurch ergibt sich eine ungleichmäßige Spannungsverteilung entlang des Querschnitts, die nach Lösen der Spannelemente zu einer deutlichen Rückfederung des Blechformteils führen [Lan90].

2.3.2 Tangentiales Streckziehen

Das Tangentiale Streckziehen zeichnet sich im Gegensatz zum einfachen Streckziehen dadurch aus, dass die für die Formgebung notwendigen Zugspannungen nicht ausschließlich über den Stempel aufgebracht werden, sondern der Umformprozess vielmehr durch eine Kombination aus Stempel- und Greiferbewegung geprägt ist. Zunächst wird das Halbzeug analog zum einfachen Streckziehen mittels Spannelementen oder Greifern aufgenommen, ehe es durch ein Auseinanderfahren der Spannzangen eben vorgereckt wird. Die in das Blech eingeleitete Zugbeanspruchung führt nach [Bat65, Kur69, San67] je nach Werkstoff zu einer plastischen Formänderung von 2% bis 5%. Nach [Klo06] kann für ein vollkommen ebenes Werkstück eine gleichmäßige Dehnung des gesamten Blechzuschnittes erreicht werden. In der Realität verhält sich das Werkstück jedoch durch lokale Unebenheiten inhomogen, sodass eine gleichmäßige Dehnung über die freie Einspannlänge nicht erzielt werden kann. Aufgrund dieser lokalen Unebenheiten wirkt die Streckkraft zunächst an teilverkürzten Stellen, sodass zunächst nur dort plastisches Fließen eintritt. Bei weiterem Steigern der Zugbelastung werden auch die bis dahin nicht gestreckten Bereiche der Platine plastisch verformt, sodass nunmehr eine plastische Verformung des gesamten Zuschnitts erfolgt [Kur69, Kur71, Lan90].

In einem zweiten Arbeitsgang erfolgt die eigentliche Formgebung des Streckziehbauteils durch den Formstempel. Das Werkstück wird hierbei durch gezielte Bewegung der Spannelemente

tangential an den Formstempel angelegt, sodass keine Relativbewegung zwischen Formstempel und Blech stattfindet [Lan90, Klo06]. Dieser Vorgang kann durch eine aktive Bewegung des Formstempels unterstützt werden (Abbildung 14).

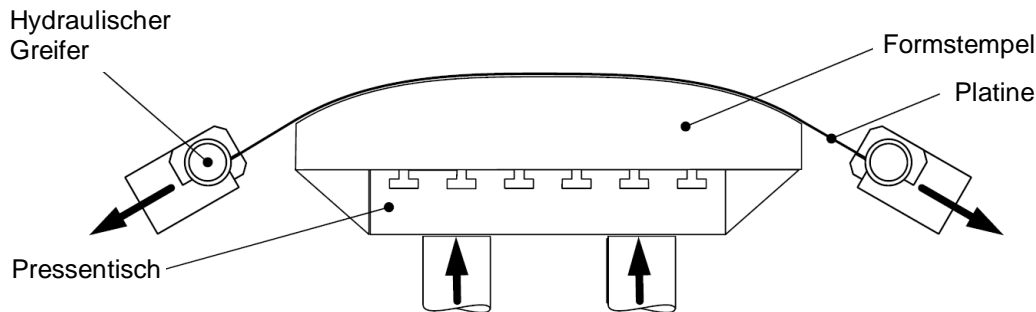


Abbildung 14: Schematische Darstellung des tangentialen Streckziehens nach [Lan90]

Die Bewegung der Einspannelemente selbst wird derart geregelt, dass die aufgebrachte Zugkraft stets tangential zur Stempelkontur wirkt und hierdurch die noch nicht am Stempel anliegenden Blechbereiche gleichmäßig plastisch verformt werden. Der Prozess ermöglicht somit eine homogene Dehnungsverteilung im Werkstück bei gleichzeitig hohem Nutzungsgrad des Umformvermögens des eingesetzten Halbzeugs. Da eine Relativbewegung zwischen Formstempel und Werkstück vermieden wird, fallen die beim einfachen Streckziehen auftretenden Rückfederungseffekte aufgrund inhomogener Spannungsverteilung weg. Das Tangentialstreckziehen erlaubt nach [Lan90] demnach die Herstellung eng tolerierter Blechformteile mit deutlich engeren Maßtoleranzen als beim einfachen Streckziehen.

Nach [Hof65] wird trotz der verbesserten Abformgenauigkeit durch die bereits beschriebene reibungsfreie Umformung in der Werkzeugkontaktzone ein Nachstrecken des Werkstücks unter erhöhter Streckziehkraft angeschlossen. Dadurch werden eine noch bessere Abformgenauigkeit und damit eine Reduzierung der werkstoffbedingten, nicht vermeidbaren Rückfederung erreicht [Bat65, Lan90, Sem88]. Nach [Bat65, Cho88, Hof65, Kur69, Lan90] existieren weitere Vorteile beim Tangentialstreckziehen gegenüber dem einfachen Streckziehen. Durch das tangentiale Streckziehen lassen sich räumlich Werkstücke herstellen. Ein weiterer Vorteil des Tangentialstreckziehens liegt im Materialnutzungsgrad. Durch die Kinematik der Greifer können kleinere Blechzuschnitte mit reduziertem Werkstoffabfall im Vergleich zum einfachen Streckziehen eingesetzt werden. Der Freiheitsgrad der Greiferkinematik erlaubt es, das Formwerkzeug zu unterziehen, d.h. die Herstellung von Bauteilen mit Hinterschnitten ist hiermit möglich.

2.3.3 Streckziehen mit Gegenwerkzeug

Blechformteile mit komplexen Krümmungen und lokaler Krümmungswechsel, wie sie häufig Außenhautbauteile in der Automobilindustrie aufweisen, können durch Streckziehen mit Gegenwerkzeug realisiert werden. Der Fertigungsprozess basiert auf dem bereits beschriebenen tangentialen Streckziehen, dem eine nachgelagerte Umformoperation durch ein Gegenwerkzeug folgt. Diese nach Cyril Bath benannte Verfahrensvariante basiert im Allgemeinen auf denselben Prozessschritten wie das Tangentialstreckziehen und wurde zunächst als Erweiterung der bestehenden Einrichtungen zum tangentialen Streckziehen vorgesehen [Bat60]. Nach

[Mai63, Bat64] wurde diese Verfahrensvariante anschließend derart angepasst, sodass sie in einer konventionellen einfach wirkenden Presse betrieben werden konnte. Der konvex ausgeführte Stempel des Umformwerkzeugs wird hierbei am Pressentisch fixiert und randseitig durch die hydraulischen Greiferelemente flankiert (Abbildung 15a). Diese recken im ersten Prozessschritt (Abbildung 15b) das fixierte Halbzeug auf mindestens 2% plastischer Dehnung vor [Lan90, Bat64, Bat65].

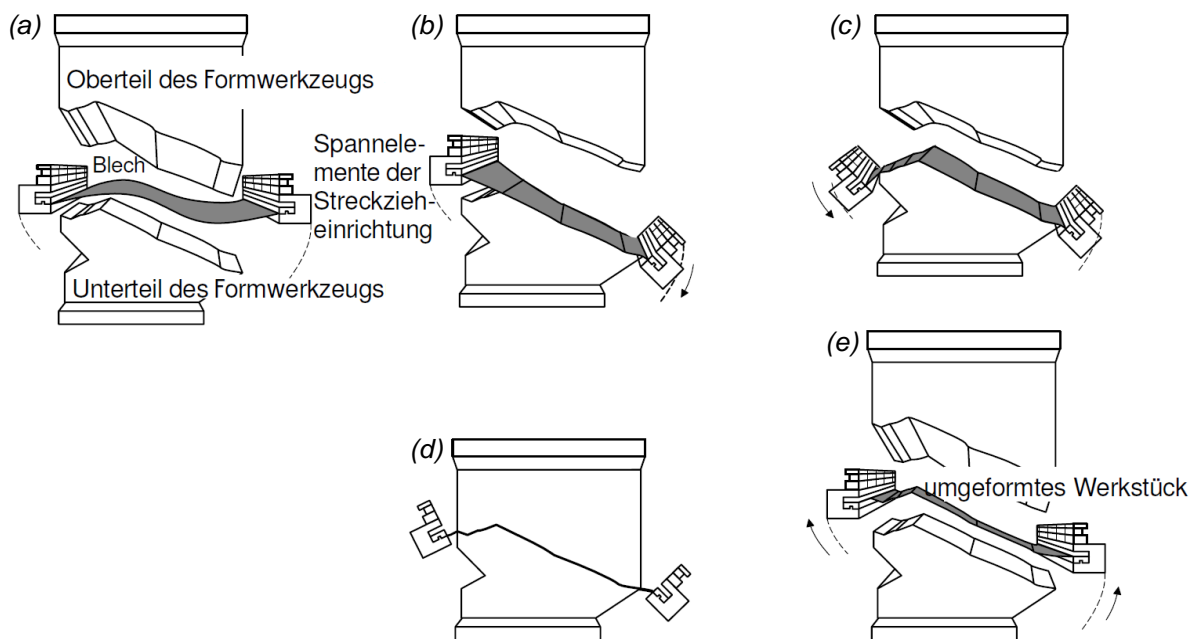


Abbildung 15: Schematische Darstellung des Streckziehens mit Gegenwerkzeug nach [Bat65]

Im Anschluss wird analog zum Tangentialstreckziehen das Blech mittels der Spannelemente über den Formstempel gezogen (Abbildung 15c). Im Gegensatz zum tangentialen Streckziehen sind beim Cyril-Bath-Verfahren die Spannelemente sowohl drehbar als auch neigbar gelagert, der Tisch ist ebenfalls neigbar, wodurch ein hoch variabler Prozess zur Verfügung steht. Die finale Formgebung erfolgt durch Schließen des Gegenwerkzeugs, wodurch auch Bauteilbereiche mit konkaver Krümmung ausgeformt werden können (Abbildung 15d). Die Spannelemente können ihrerseits eine Bewegung relativ zur Bewegung des Gegenwerkzeugs ausführen, sodass ein Nachfließen des Werkstoffs ermöglicht und eine örtliche Überbeanspruchung vermieden werden kann. Nach der Umformoperation werden Formwerkzeug und Gegenwerkzeug geöffnet (Abbildung 15e), sodass das Werkstück entnommen werden kann [Bat65, Kur69, Sem88, Lan90].

2.3.4 Weitere Verfahrensvarianten des Streckziehens

Basierend auf dem Streckziehen mit Gegenwerkzeug, d.h. auf der Grundidee von Cyril Bath [Bat60] aufbauend, wurden zahlreiche Verfahrensvarianten mit alternativer Kinematik der Spannelemente entwickelt. Diese haben sich auf die Art der Blechklemmung und deren Reckung, sowie auf die Entwicklung von Streckziehmaschinen mit variabler Greiferkinematik fokussiert [Cho88, For00, Hue92, Kan87, Pol97].

Weiterentwicklungen des Cyril-Bath-Verfahrens und der hierfür benötigten Anlagen zum Vorrecken des Halbzeugs innerhalb des Werkzeugeinbauraums einfach wirkender Pressen (Abbildung 16), sowie Verfahrensvarianten mit erweiterten Fertigungsoptionen, wie etwa dem Bauteilbeschnitt nach der Umformung, finden sich in diversen Patentschriften [Dol67, Pac00].

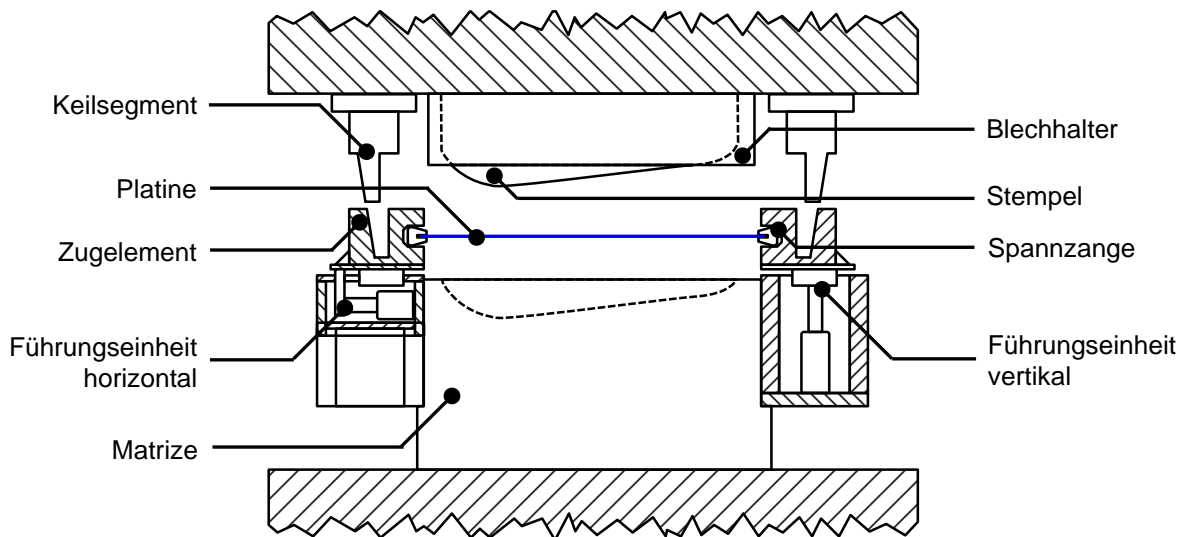


Abbildung 16: Vorrecken der Platine durch Keile nach [Dol67]

Bei der Verfahrensvariante nach [Dol67] wird die Platine analog zur Grundidee nach [Bat60] eben vorgereckt, jedoch nicht durch eine aktive Bewegung eines Hydraulikzylinders, welcher eine Horizontalbewegung der Einspannelemente realisiert. Die zur Vorreckung der Platine notwendige Greiferbewegung wird durch keilförmig ausgeführte Werkzeugelemente realisiert, die während des Pressenhubes ineinandergreifen und durch ihre Kontur eine entsprechende Horizontalbewegung der Greifer hervorrufen. Diese Entwicklung hin zu Verfahrensvarianten, welche sich mit Werkzeugtechnologien befassen, die das Streckziehen von Blechformteilen durch Einsatz einfach wirkender Pressen erlauben, wurde durch [Bro03, Gen03, Uji85] weiterverfolgt. Sie beschreiben Werkzeugtechnologien, welche sowohl das Vorrecken als auch das Tiefziehen bzw. das Ausformen der finalen Bauteilkontur nicht durch eine zusätzliche Anlagentechnologie, wie sie beispielsweise mechanische oder hydraulische Greifer- und Spannelemente nach [Pol97] darstellen, sondern durch das Umformwerkzeug selbst erlauben. Damit wird der Prozess des Streckziehens nicht durch die Anlagen- bzw. Maschinentechologie bestimmt, sondern vielmehr durch das Umformwerkzeug, welches das Halbzeug durch intelligente Kinematik einzelner Komponenten zunächst rekt und anschließend die angestrebte Bauteilkontur erzeugt. Bei den Verfahren nach [Bro03, Gen03] wird der Randbereich des umzuförmenden Halbzeugs durch Schließen des Werkzeugs zunächst geklemmt. Beim Verfahren nach [Bro03] erfolgt dies durch keilförmige Spann- und Reckmodule (Abbildung 17), die jeweils am Ober- und Unterteil des Werkzeugs randseitig positioniert sind und im ersten Prozessschritt den Platinenrand fest einspannen und durch die Abwärtsbewegung des Werkzeugoberteils die Platine lateral vorrecken. Beim Verfahren nach [Gen03] wird das Halbzeug zunächst in einer beweglichen Klemm- und Reckvorrichtung (Abbildung 18) abgestellt und zugleich eingespannt. Durch die weitere Abwärtsbewegung des Werkzeugoberteils wird eine horizontale Bewegung

der Reckvorrichtung durch keilförmige Werkzeugkomponenten realisiert, sodass die Platine aus der Mitte heraus gereckt wird.

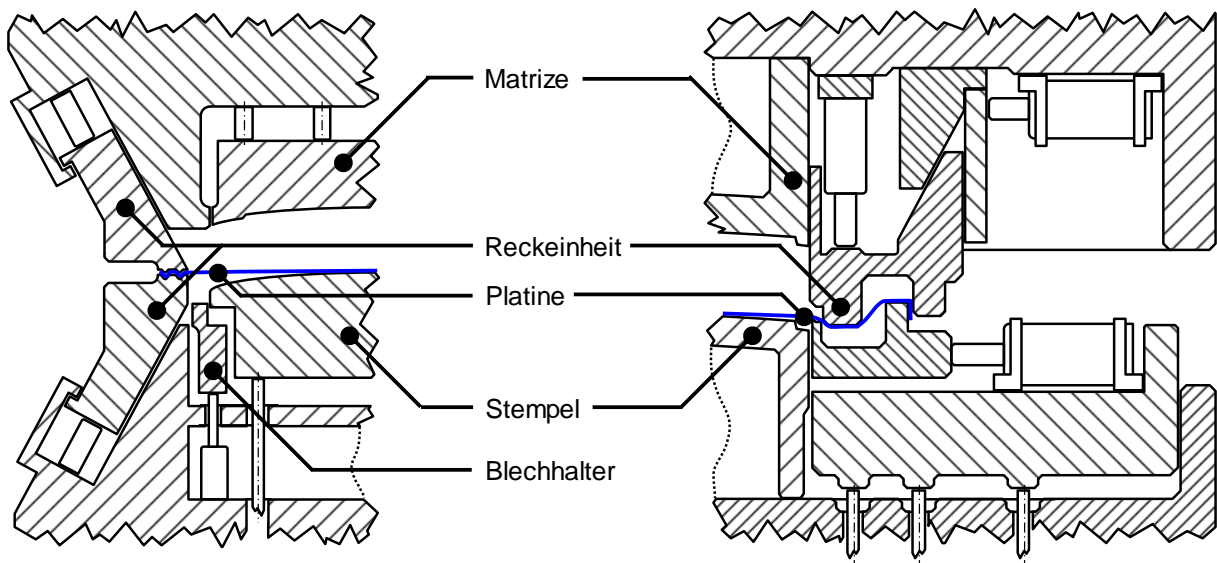


Abbildung 17: Werkzeugkonzept zum kombinierten Recken und Tiefziehen nach [Bro03]

Abbildung 18: Werkzeugkonzept zum kombinierten Recken und Tiefziehen nach [Gen03]

Durch Schließen des Werkzeugs wird die zunächst lateral vorgereckte Platine schließlich mittels eines Formstempels in eine meist komplexe Geometrie mit konvex-konkaver Bauteilkrümmung ausgeformt [Bro03, Gen03].

Beim Verfahren nach [Uji85] wird die Platine ebenfalls zunächst vorgereckt und im zweiten Prozessschritt mittels eines Formstempels tiefgezogen (Abbildung 19).

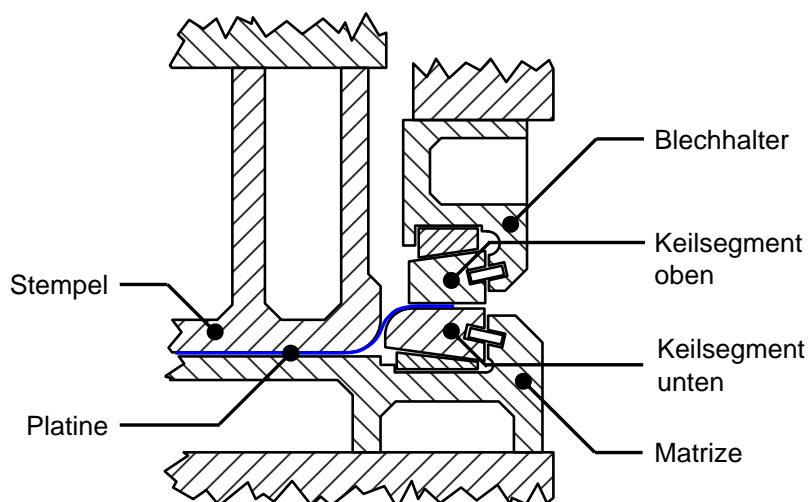


Abbildung 19: Werkzeugkonzept zum kombinierten Recken und Tiefziehen nach [Uji85]

Neben der Vorreckung des Halbzeugs verfolgt dieses Verfahren durch die Werkzeugausführung ein weiteres Ziel, nämlich durch kompakte Bauweise und durch Verzicht mehrmaliger Umlenkung des Blechwerkstoffs eine möglichst große Werkstoffeinsparung zu erzielen. Dies

gelingt durch Anpassung des konventionellen Blechhalters, wie er beim klassischen Tiefziehen eingesetzt wird. Der Blechhalter besteht bei diesem Verfahren aus mehreren Werkzeugteilen, die keilförmig ausgeführt und gezielt aufgeraut sind, um eine Rückhaltung des Blechwerkstoffs zu verstärken. Der Reckvorgang wird hierbei durch eine Horizontalbewegung der lateral gelagerten, keilförmigen Blechhalterkomponenten realisiert, hervorgerufen durch die Abwärtsbewegung des Blechhalterstößels. Die Platine kann durch diese Anpassung des Blechhalters auf ein Minimum reduziert werden und garantiert dennoch eine optimale Rückhaltung der Platine, um Faltenbildung zu verhindern [Uji85].

Neben den hier bereits vorgestellten Möglichkeiten das Halbzeug einzuspannen, um es anschließend zu recken, bieten Sicken und Bremswulste eine weitere, effektive Möglichkeit hierzu [Lan90]. Sie werden vornehmlich zur Steuerung des Werkstoffflusses eingesetzt, um diesen daran zu hindern, unkontrolliert in die Matrize einzufließen und aufgrund vorherrschender Druckspannungen eine Faltenbildung zu begünstigen. Da der Werkstofffluss durch Einsatz solcher Bremswulste nicht gänzlich vermieden werden kann, handelt es sich hierbei um eine Kombination aus Tiefziehen und Streckziehen [Lan90]. Vor diesem Hintergrund haben sich zahlreiche Verfahrensvarianten entwickelt, die den kontrollierten Werkstofffluss durch Einsatz solcher Bremswulste für ein kombiniertes Recken und Tiefziehen nutzen [Bra88, Eha01, Fle09, Gno75, Haa06, Loe04, Mae77a, Mae77b, Mos42, Lie96a, Lie96b]. Die in [Mos42] beschriebene Variante wurde zunächst als ein kostengünstiges Werkzeugkonzept für die Herstellung von Bauteilen kleiner Losgrößen entwickelt. Durch den einfachen, zweiteiligen Aufbau des Werkzeuges ohne Blechhalter sinken dessen Herstellkosten, wodurch diese Verfahrensvariante sinnvoll erscheint. Die zur faltenfreien Herstellung von Bauteilen nötige Rückhaltekraft wird durch Anordnung mehrerer Nuten und Wülste im Ober- bzw. Unterwerkzeug erreicht, die beim Schließen des Werkzeuges ineinandergreifen und dadurch eine Zugspannung erzeugen (Abbildung 20). Eine Faltenbildung durch Materialaufstauchung wird somit vermieden, wobei ein kontrollierter Werkstofffluss in die Matrize dennoch gewährleistet werden kann [Mos42].

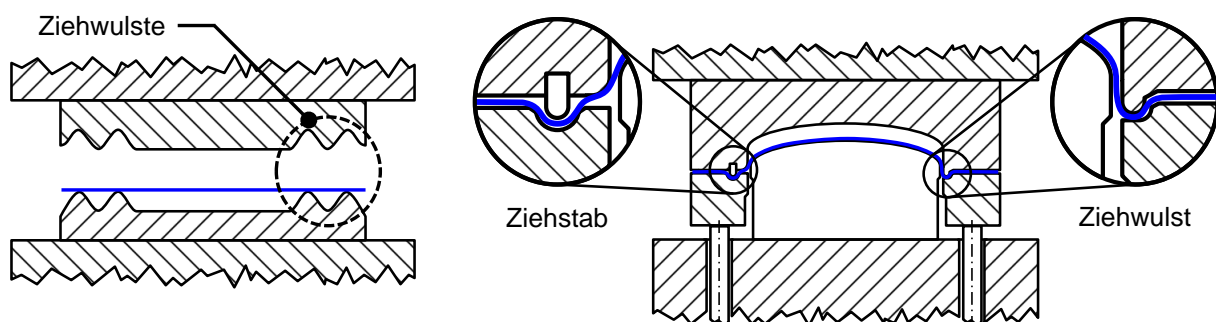


Abbildung 20: Ziehleisten und Ziehwalste in einem Tiefziehwerkzeug [Mos42, Doe10]

Bei den Verfahrensvarianten nach [Bra88, Fle09, Eha01] steht eine kontrollierte Rückhaltung des Werkstoffflusses insbesondere durch Einsatz von Riefen oder sickenförmigen Vertiefungen im Vordergrund (Abbildung 21). Diese Anordnung solcher Elemente unterbindet das Nachfließen des Blechwerkstoffs in die Umformzone, wodurch der Blechwerkstoff eine Reckung erfährt.

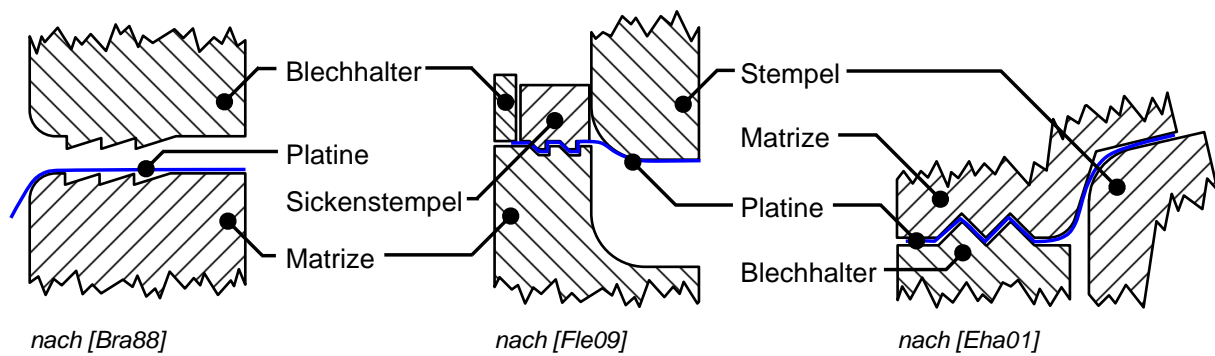


Abbildung 21: Werkzeugausführungen mit Riefen und sickenförmigen Vertiefungen zur Hemmung des Werkstoffflusses nach [Bra88, Fle09, Eha01]

Die Verfahrensvarianten nach [Gno75, Lie96a] nutzen zur kontrollierten Rückhaltung des Blechwerkstoffs mehrere, hintereinander angeordnete Wülste, die analog zu den Varianten nach [Bra88, Fle09, Eha01] am Bauteilrand angeordnet sind. Das Verfahren nach [Gno75] gliedert sich in zwei Prozessschritte. Zunächst wird die Platine mittels eines Streckziehstempels eben gereckt, wobei die Rückhaltung der Platine durch die im Blechhalter vorgesehenen Wülste erfolgt. Das Ausformen des Bauteils erfolgt in einem zweiten Prozessschritt durch den Formstempel, welcher zeitlich versetzt erfolgt (Abbildung 22).

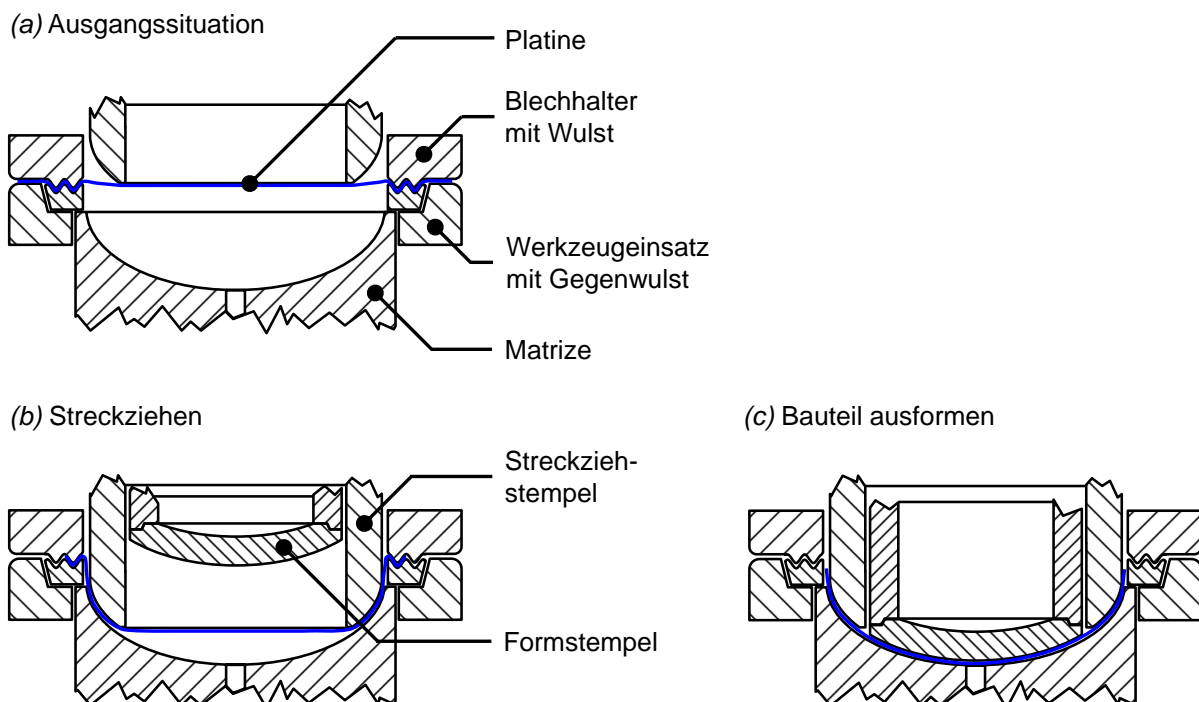


Abbildung 22: Einfaches Streckziehen durch Ziehwülste [Gno75]

Beim Verfahren nach [Lie96a] wird die Rückhaltung des Blechwerkstoffs ebenfalls mittels Wülsten, welche im Blechhalter integriert sind, aufgebracht (Abbildung 23). Der grundlegende

Unterschied und zugleich Vorteil gegenüber dem Verfahren nach [Gno75] besteht bei der einfachen Werkzeugausführung, die lediglich aus einem Stempel besteht, sowie der Funktionsweise der ineinandergreifenden Wülste, die ein Streckziehen der Platine ermöglichen.

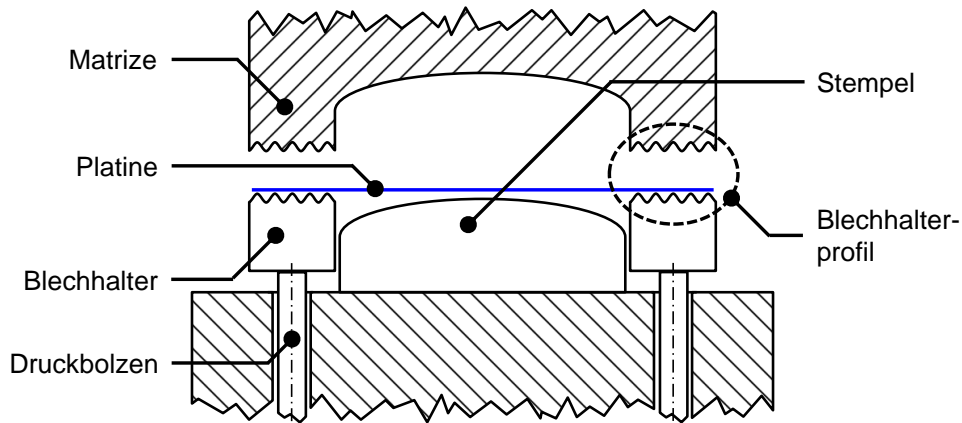


Abbildung 23: Werkzeugkonzept nach [Lie96a]

Die Form der oberen bzw. unteren Wülste kann voneinander abweichen, wodurch sich eine Kontaktfläche lediglich zwischen den Wülsten und der Platine ergibt. Damit ist ein vollständiges Anliegen der Platine an den oberen und unteren Wülsten nicht vorgesehen, wodurch ein aufwändiges Tuschieren dieser Flächen innerhalb des Blechhalters entfallen kann [Lie96a].

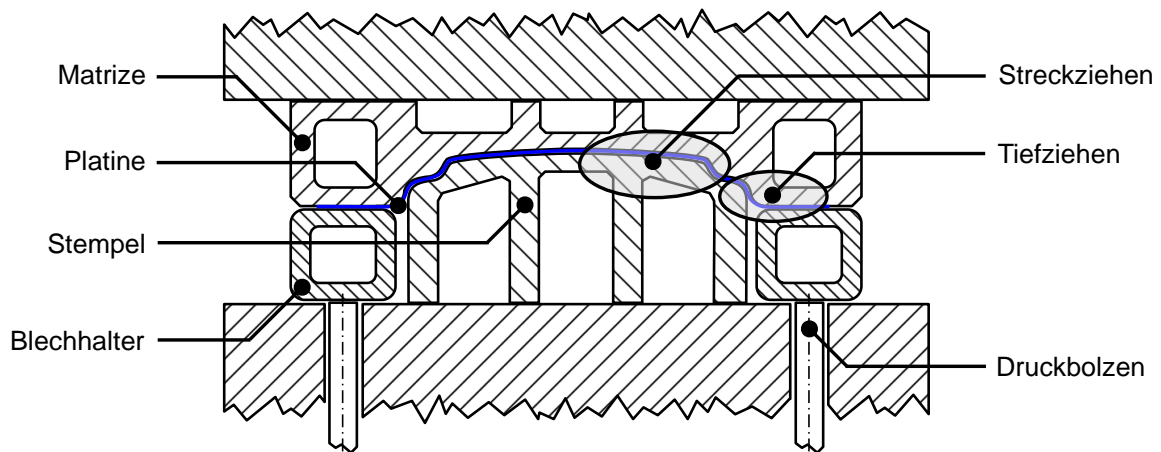


Abbildung 24: Schematische Darstellung des Karosserieziehens [Bir13]

Bei der konventionellen Herstellung von Karosserieteilen, z.B. für die Automobilindustrie, wird durch entsprechendes Tuschieren und durch die lokale Anpassung der Blechhalterkraft ebenfalls der Werkstofffluss gezielt unterbunden, um die Herstellung von faltenfreien Bauteilen zu gewährleisten. Bedingt durch die meist geringe Bauteilkrümmung der herzustellenden Karosserieteile, unterliegen Bauteilbereiche entlang des Stempelumrisses bzw. an der Bauteilzarge einer Tiefziehbeanspruchung, während Bereiche in der flachen Bauteilmitte, eher einer Streckziehbeanspruchung unterliegen (Abbildung 24). Die Herstellung solcher Karosserieteile stellt demnach eine Kombination aus Streck- und Tiefziehen im weitesten Sinne dar und wird auch

als sog. Karosserieziehen bezeichnet [Bir13, Lan90]. In der Praxis werden jedoch die Begrifflichkeiten bei der Herstellung von Karosserieteilen nicht explizit unterschieden, sodass an dieser Stelle fälschlicherweise ausschließlich vom Tiefziehen gesprochen wird. Aufgrund der hohen Reibung zwischen Stempel und Platine werden jedoch durch den Streckziehanteil beim Karosserieziehen nur geringe Formänderungen in der Bauteilmitte erreicht.

Eine auf der konventionellen Werkzeugtechnik (Abbildung 24) basierende Variante zur Herstellung von Karosseriebauteilen aus Feinblech durch vorgelagertes Recken wird in [Hom12b] erläutert. Diese Verfahrensvariante verfolgt primär die Vermeidung von sog. Laufkanten, die für Bauteile im Sichtbereich zwingend zu vermeiden sind. Solche, oftmals auch als Nachlaufkanten bezeichnete Oberflächenfehler, entstehen, wenn das Blech sich beim Ziehen über scharfkantige Radien bewegt und schließlich im Sichtbereich zum Stehen kommt. Die Vermeidung solcher Laufkanten wird bei dieser Variante durch einen entsprechenden Werkzeugaufbau realisiert. Hierbei wird die am Stößel befestigte Matrize zweigeteilt, sodass der innere Bereich mittels Feder- bzw. Druckelementen eine Blechhaltungsfunktion übernehmen kann. Der eigentliche Blechhalter wird ebenfalls zweigeteilt, sodass diesem zunächst eine Reckfunktion zukommt und im weiteren Prozessverlauf die definitionsgemäße Rückhaltung des Blechwerkstoffs erfolgt (Abbildung 25).

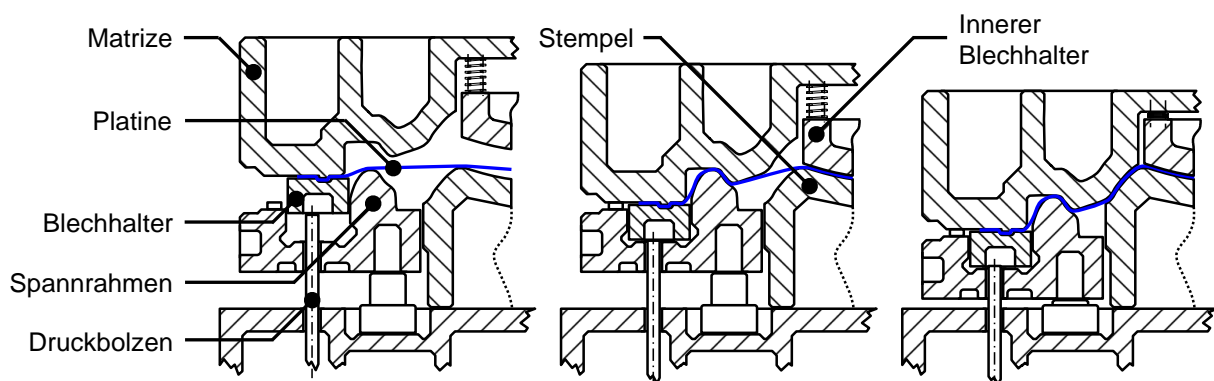


Abbildung 25: Prozessfolge beim Ziehen von Karosserieteilen mittels der Verfahrensvariante nach [Hom12b]

Der Vorteil dieses Verfahrens liegt sowohl in der Vermeidung von Laufkanten als auch in der Realisierung einer Kombination aus Recken und Tiefziehen in einem Werkzeug, ohne hierbei eine gesonderte Streckzieheinrichtung in den Prozess integrieren zu müssen.

Eine weitere Verfahrensvariante zum kombinierten Streck- und Tiefziehen im selben Werkzeug ist in [Hom12a] beschrieben. Diese Variante nutzt ebenfalls einen modifizierten Blechhalter zur Reckung des Blechs. Hierbei wird jedoch kein weiterer Bewegungsfreiheitsgrad in Arbeitsrichtung genutzt, sondern ein Freiheitsgrad in lateraler Richtung, d.h. eine weitere Bewegung des Blechhalters in Blechebene ermöglicht (Abbildung 26). Dies wird durch eine Schwenkkinematik des Blechhalters ermöglicht, der sich durch eine entsprechende Führungsfläche innerhalb eines Blechhaltereinsatzes individuell anpassen lässt (Abbildung 27).

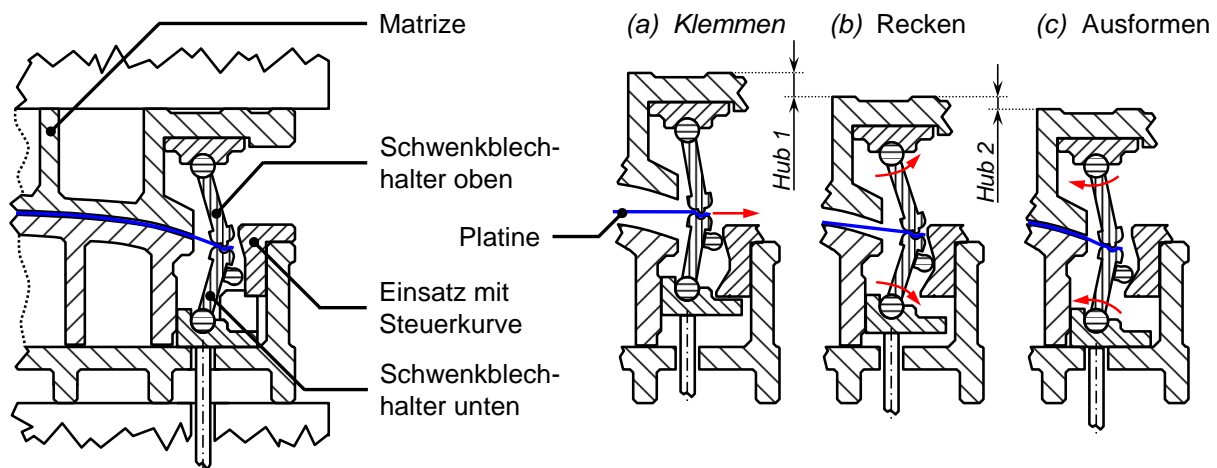


Abbildung 26: Werkzeug zum kombinierten Streck- und Tiefziehen von Blechformteilen nach [Hom12a]

Abbildung 27: Prozessfolge beim kombinierten Streck- und Tiefziehen von Karosserieteilen nach [Hom12a]

Zunächst wird die Platine zwischen dem oberen und dem unteren sog. Schwenk-Blechhalter geklemmt, sodass ein unkontrolliertes Nachfließen des Werkstoffs verhindert wird (Abbildung 27a). Im Anschluss wird durch die Abwärtsbewegung des Stößels der untere Blechhalter durch den oberen Blechhalter in Arbeitsrichtung verdrängt. Hierbei knickt dieser gezielt nach außen weg wodurch das Blech eine Zugbeanspruchung erfährt und lateral gereckt wird (Abbildung 27b). Durch die zwangsgesteuerte Bewegung des Blechhalters wird beim Ausformen der Bauteilkontur (Abbildung 27c) der Werkstofffluss in Richtung Bauteilmitte wieder begünstigt, sodass ein Versagen des Blechwerkstoffs in Form von Reißern aufgrund von Überbeanspruchung vermieden werden kann [Hom12a]. Diese Verfahrensvariante ist jedoch auf sehr flache Bauteilgeometrien mit geringer Ziehtiefe beschränkt, weshalb bisher lediglich ein Werkzeug zur Herstellung einer Dachbeplankung realisiert wurde.

2.3.5 Segmentiertes Streckziehen

Die vorgestellten Verfahren zum Streckziehen von Feinblechen zeichnen sich u.a. dadurch aus, dass abhängig vom Bauteilumriss zumeist mehrere einzelne Spannsegmente zur Einspannung der Platine eingesetzt werden, diese jedoch nur im Verbund angesteuert werden können [Lan55, San67, Kur71]. Beim segmentierten Streckziehen können nach [Kie94, Fan96, Vla09] die Spannsegmente hingegen einzeln angesteuert sowie deren Position flexibel zueinander variiert werden und bieten damit eine erhöhte Flexibilität. Diese Flexibilität bedingt jedoch einen hohen technischen Aufwand, wodurch diese Verfahrensvariante kaum Serienrelevanz besitzt und sich lediglich für die Herstellung von Kleinstserien eignet bzw. in der Forschung Anwendung findet [Vla09].

Während die Verfahrensvarianten nach [Kie94, Fan96] ein rein segmentiertes Streckziehen erlauben, wird bei der Variante nach [Vla09] eine Kombination aus segmentiertem Streckziehen

mit anschließender Tiefziehoperation realisiert. Diese beiden Prozessschritte erfolgen im selben Hub, jedoch zeitlich voneinander getrennt (Abbildung 28).

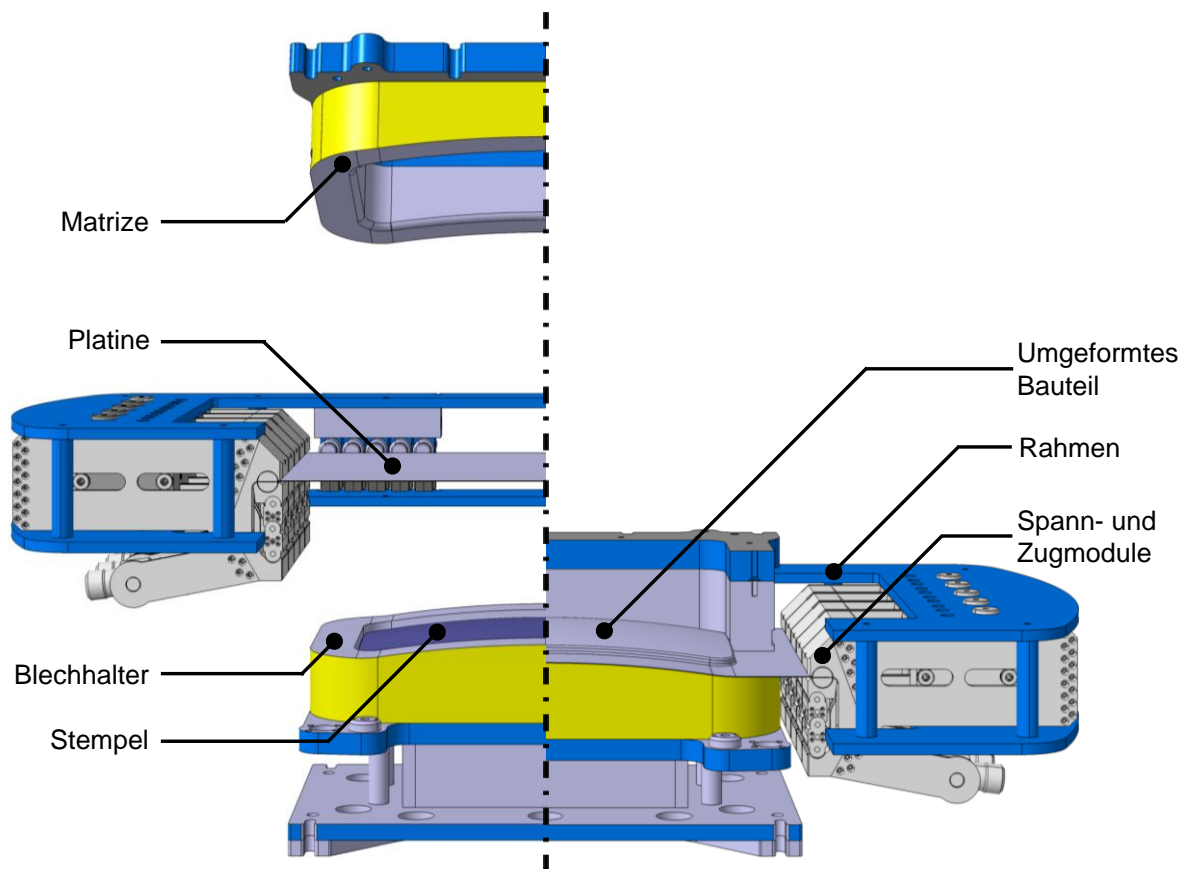


Abbildung 28: Anlage zum segmentierten Streckziehen nach [Vla06a]

Zunächst wird die Platine durch die randseitig angeordneten Spann- und Zugmodule fixiert und durch eine aktive Bewegung der Segmente nach außen hin lateral gereckt. Die Zugmodule selbst sind hierbei innerhalb eines Rahmens angeordnet, welcher zusammen mit der Matrize am Pressenstößel fixiert wird. Nach Abschluss des Reckvorgangs wird die unter Zug stehende Platine durch die Hubbewegung des Stößels zwischen der obenliegenden Matrize und dem auf dem Pressentisch aufliegenden Blechhalter geklemmt. Dieser wird mit fortschreitendem Stößelhub verdrängt, sodass mithilfe des Stempels die Bauteilkontur ausgeformt werden kann. Durch die autarke Ansteuerung der Spann- und Zugmodule kann während der Tiefziehphase eine aktive Bewegung der Spannsegmente nach innen erfolgen, wodurch der Werkstofffluss in den Umformbereich ermöglicht wird [Vla09].

2.4 SCS Streck- und Tiefziehen

Ein neuartiges Verfahren zum kombinierten Streck- und Tiefziehen von Feinblechen wird in [Vla06b] erläutert. Hierbei wird zunächst mithilfe von wulstförmigen Werkzelementen, wie sie bereits in [Gno75, Lie95] erläutert wurden, die Platine eben gereckt und anschließend durch entsprechende Formwerkzeuge die Bauteilkontur mittels Tiefziehen ausgeformt. Diese Verfahrenskombination aus Streck- und Tiefziehen hat sich aufgrund der im Vergleich zu anderen

Verfahrensvarianten kurzen Prozesszeiten als Short-Cycle-Stretchforming (SCS) etabliert [Vla09] und bildet die Basis dieser Arbeit (Abbildung 29).

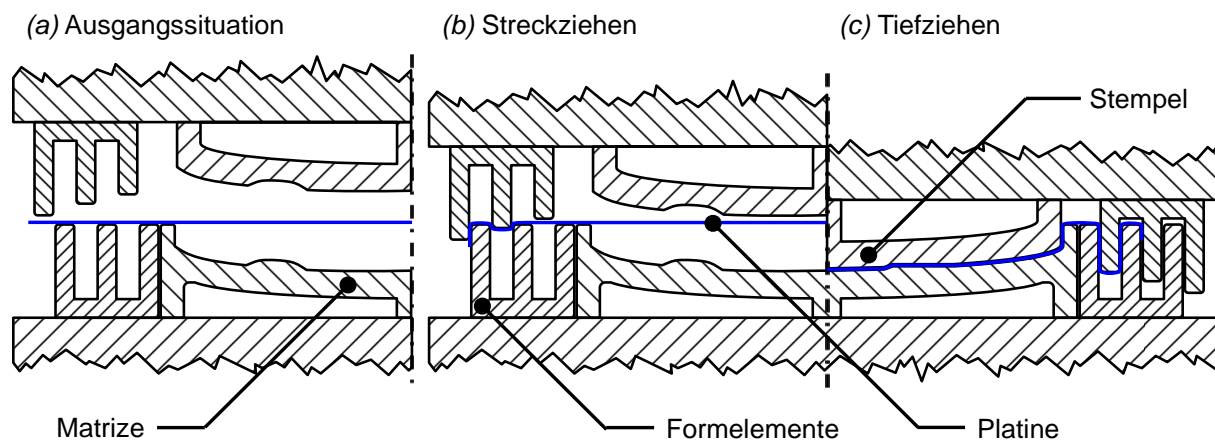


Abbildung 29: Prozessfolge beim kombinierten Streck- und Tiefziehen nach [Vla06b]

Das SCS-Verfahren basiert prinzipiell auf dem Prinzip der Zugkraftinduktion hervorgerufen durch Biege- und Reibungsvorgänge am Platinenrand, welche durch mehrere, hintereinander angeordnete spezifisch gestaltete Formelemente bzw. Formwülste initiiert wird. Diese Formelemente sind sowohl am Werkzeugober- als auch am Werkzeugunterteil angeordnet und greifen während des Schließens des Werkzeuges ineinander (Abbildung 29a), wodurch die dazwischenliegende Platine infolge von Biege- und Reibungsvorgängen umgeformt wird (Abbildung 29b). Aufgrund der spezifischen Geometriegestaltung und der vorherrschenden tribologischen Bedingungen innerhalb dieser Formelemente wird das Blech in diese hineingezogen und erzeugt dadurch eine Zugbeanspruchung in der Platinenmitte, welche über der Streckgrenze des Blechwerkstoffs liegt und demnach zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs führt. Mit fortschreitender Prozesszeit wird mithilfe eines zwischen den Formelementen angeordneten Stempels und einer entsprechenden Matrize das Bauteil durch vollständiges Schließen des Werkzeuges ausgeformt (Abbildung 29c). Während dieser Prozessphase kann der die Formelemente umschlingende Blechwerkstoff in den Umformbereich einfließen, wodurch ein Versagen durch Reißen vermieden wird [Vla08a, Vla08b].

Im Gegensatz zu anderen Verfahrensvarianten wird die zur faltenfreien Herstellung der Bauteile erforderliche Rückhaltekraft nicht durch einen Blechhalter aufgebracht, sondern durch die Formelemente. Damit kommt diesen Werkzeugelementen, neben der Zugkraftinduktion zum Recken der Platine, auch die Aufrechterhaltung dieser Zugkraft während der Tiefziehphase zu, sodass gänzlich auf einen Blechhalter verzichtet werden kann. Die Funktionsweise des Verfahrens erlaubt den Einsatz solcher Werkzeuge in einfachwirkenden Pressen ohne Zieheinrichtung, wodurch insgesamt die Zugänglichkeit dieses Verfahrens deutlich vereinfacht wird [Vla08a, Vla08b, Vla09]. Eine detaillierte Betrachtung und Bewertung dieser Verfahrensvariante, sowie der daraus resultierende Handlungsbedarf werden in den folgenden Kapiteln näher behandelt.

2.5 Beuleigenschaften umformtechnisch hergestellter Blechformteile

Durch die gestiegenen Anforderungen an umformtechnisch hergestellte Blechformteile spielen die mechanischen Eigenschaften solcher Produkte eine immer wichtigere Rolle. Neben den gängigen Werkstoffeigenschaften wie beispielsweise der Härte, der Elastizität und der Dichte des Werkstoffs, ist im Hinblick aktueller Leichtbautrends insbesondere die Beständigkeit gegenüber äußeren Lasten ein wichtiger Bewertungsfaktor geworden [Asn98, Shi97, Sri99, Tho01a]. Das Beulverhalten von Außenhautbeplankungen ist hierbei einer der wichtigsten Qualitätsparameter für Bauteile aus Feinblechwerkstoffen [Vla09].

Das Beulverhalten wird über den sog. Beulwiderstand definiert, welcher sich aus dem elastischen Anteil, der sog. Beulsteifigkeit, und dem plastischen Anteil, der sog. Beulfestigkeit, zusammensetzt [Hod01, Kul03]. Generell wird hierbei zwischen den statischen und dynamischen Eigenschaften unterschieden [Kul03].

2.5.1 Beulsteifigkeit von Außenhautbeplankungen

Analog zum Werkstoffverhalten nach der Umformung federt ein Bauteil auch nach einer lokalen oder flächenhaften Last, hervorgerufen durch z.B. einen Einkaufswagenstoß oder beim Polieren einer PKW-Außenhaut, stets elastisch zurück. Dieses elastische Verhalten beschreibt die Beulsteifigkeit eines umformtechnisch hergestellten Bauteils und wird durch mehrere, komplex voneinander abhängige Parameter bestimmt [Asn95, Asn98, Shi91b, Tho01a].

Nach [Shi91b, Tho01a] sind der E-Modul, die Blechdicke, die Bauteilkrümmung sowie die Einspannsituation des Bauteils von entscheidender Bedeutung für dessen Beulsteifigkeit. Untersuchungen von [Sri99] bestätigen eine direkte Abhängigkeit der Beulsteifigkeit von der Blechdicke und der Bauteilkrümmung, haben jedoch gezeigt, dass die Einspannbedingungen eine eher untergeordnete Rolle spielen. Ebenso vernachlässigbar erscheinen nach [Sri99] Materialeigenschaften wie die Streckgrenze. Der E-Modul jedoch wird als entscheidende Größe angegeben, da die Steifigkeit ein elastisches Verhalten darstellt, welches vom E-Modul maßgeblich bestimmt wird. Nach [Kru92] ist die Beulsteifigkeit primär von der Bauteilgeometrie und dessen Krümmung abhängig. Eine Abhängigkeit der Beulsteifigkeit von weiteren Werkstoffkenngrößen, wie z.B. der Streckgrenze, sieht [Kru92] analog zu den Erkenntnissen von [Sri99] ebenfalls nicht und bestätigt dessen Aussage.

Die Beulsteifigkeit wird in der einschlägigen Literatur als die Widerstandsfähigkeit des Bauteils gegen elastische Verformungen beschrieben [Asn98, DiC74, Tho01a, Yut80]. Sie variiert in jedem Punkt des Bauteils, wobei in der Bauteilmitte ein Minimum vorliegt und zum Bauteilrand hin die Beulsteifigkeit ansteigt [Asn98]. Nach [DiC74] kann die Bauteilsteifigkeit von Außenhautbeplankungen mit der Federsteifigkeit einer Schraubenfeder verglichen werden. Diese lässt sich analog hierzu durch das Verhältnis der Beulkraft zur Bauteilauslenkung beschreiben. Typische Kraft-Weg-Verläufe einer derartigen Belastung eines Bauteils durch eine äußere Last sind in Abbildung 30 dargestellt.

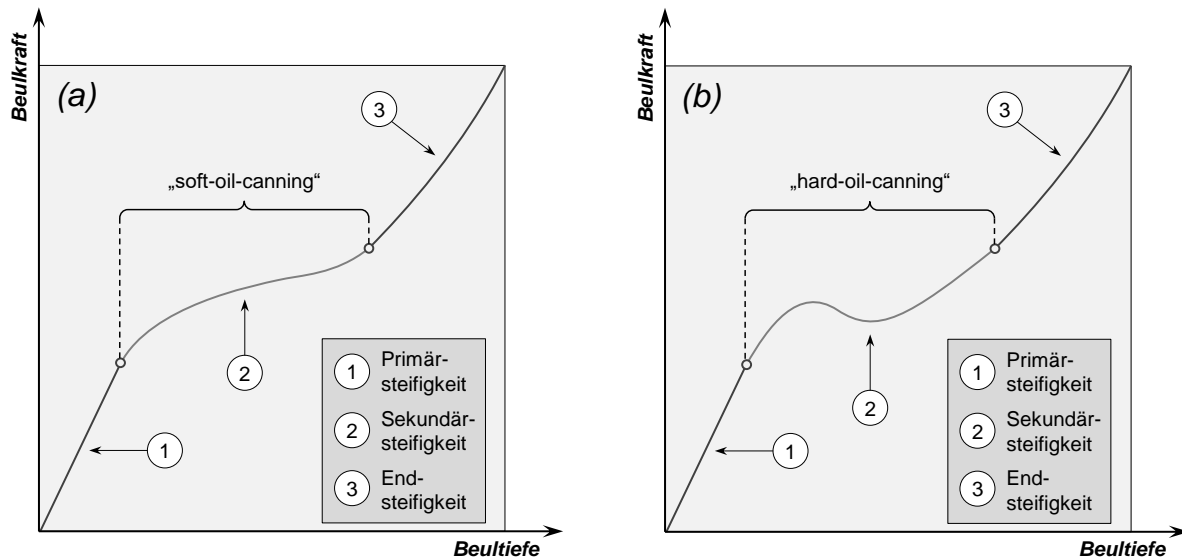


Abbildung 30: Typischer Kraft-Weg-Verlauf einer Beuluntersuchung mit „soft-oil-canning“ (a) und „hard-oil-canning“ (b) nach [Kul03, Sek03, Tho01a]

Ein typischer Kraft-Weg-Verlauf für einen Beulvorgang lässt sich analog zu Abbildung 30 in drei Bereiche unterteilen. Einem ersten, relativ konstanten Kraftanstieg, gefolgt von einem Übergangsbereich mit teilweisem Kraftabfall und einem finalen Kraftanstieg mit zunehmender Beultiefe. Aufgrund des inhomogenen Kraftverlaufs und der unterschiedlich wirkenden Spannungen im Bauteil während der Beulphase, wird die Beulsteifigkeit entsprechenden den zuvor beschriebenen drei Bereichen ermittelt. Im ersten Bereich wird die sog. Primärsteifigkeit herangezogen, hier sind Biegespannungen und Druckspannungen in Blechebene dominant. Im Übergangsbereich wirken vornehmlich Biegespannungen überlagert von Zugspannungen in der Blechebene, die sich aufgrund der Krümmungsänderung in diesem Bereich ergeben. Man spricht von der sog. Sekundärsteifigkeit. Die Krümmungsänderung wandert hierbei radial nach außen, bis eine stabile Lage erreicht ist, ab der die Beulkraft wieder ansteigt und ausschließlich Zugspannungen in der Blechebene wirken. In dieser letzten Phase des Beulvorgangs wird die sog. Endsteifigkeit ermittelt [DiC74, Hod01, Kul03, Sek03].

Da der Übergangsbereich und der anschließende Kraftanstieg geometriebedingt bei allen Bauteilen unterschiedlich ausgeprägt sind, wird für die Vergleichbarkeit von Bauteilen die Beulsteifigkeit S im ersten Bereich ermittelt und kann nach [Jun02, Sek03, Tho01a, Vad81] mit folgender Formel angenähert werden:

$$S = \frac{9,237 \cdot E \cdot s^2 \cdot h \cdot \pi^2}{k \cdot L_1 \cdot L_2 \sqrt{1 - \nu^2}} \quad (29)$$

Hierbei werden der E-Modul E , die Blechdicke s , sowie die Querkontraktionszahl ν als Werkstoffkenngrößen herangezogen. Die Größen L_1 und L_2 beschreiben die Bauteilabmessungen (vergleiche Abbildung 31), während die Konstante k ein empirisch ermittelter Faktor ist, für den gilt:

$$k = \begin{cases} 7,5 & \text{für } 4 \leq \frac{h}{s} \leq 15 \\ 6,3 & \text{für } 15 \leq \frac{h}{s} \leq 60 \end{cases} \quad (30)$$

Die Polhöhe h kann mithilfe des folgenden Ansatzes ermittelt werden:

$$h = \frac{L_1^2}{8 \cdot R_1} + \frac{L_2^2}{8 \cdot R_2} \quad (31)$$

Weitere Ansätze zur Bestimmung der Bauteilsteifigkeit für einfach und doppelt gekrümmte Bauteile finden sich in [Asn95, DiC74, Asn98].

Der bereits angesprochene Übergangsbereich in Abbildung 30 und die einhergehende Krümmungsänderung im betrachteten Bereich ist abhängig von der Blechdicke s und der Bauteilgeometrie, welche zum sog. Springbeulen führen können. Beim Springbeulen, in der Fachliteratur auch „oil-canning“ genannt, tritt eine Forminstabilität beim Überschreiten einer kritischen Beulkraft auf, die eine sprungartige Krümmungsumkehr der Bauteilkontur zur Folge hat, d.h. ein konvex gekrümmtes Bauteil geht in eine konkave Form über [Sek03, Vla09]. Dieser Effekt kann sowohl als sog. „soft-oil-canning“ auftreten als auch in Form eines „hard-oil-canning“. Beim „soft-oil-canning“ bleibt der Lasteinleitungskörper, im Laborbetrieb der Prüfkörper oder auch Indenter genannt, weiterhin in Kontakt mit dem Bauteil, sodass lediglich der Kraftanstieg, zeitlich begrenzt, degressiv und beim Erreichen der stabilen Lage wieder progressiv verläuft (Abbildung 30a). Beim „hard-oil-canning“ hingegen springt das Bauteil derart sprunghaft in eine konkave Form, dass kurzzeitig der Kontakt zwischen Indenter und Bauteil verloren geht, wodurch der Kraftverlauf während dieser Phase rückläufig ist (Abbildung 30b). Sobald der Indenter wieder Kontakt zum Bauteil hat, ergibt sich ein ähnlicher Kraftverlauf wie beim „soft-oil-canning“ [Sek03, Tho01a].

Anhand der Bauteilabmessungen kann nach [Vad81] abgeschätzt werden ob ein Bauteil zum „oil-canning“ neigt. Hierfür ist das Verhältnis zwischen Bauteilkrümmungsradius und der entsprechenden Bauteilabmessung in derselben Richtung relevant. Ist dieser Quotient für $R_1/L_1 > 2$ und $R_2/L_2 > 2$ und ist gleichzeitig der Quotient $L_1/L_2 < 3$ oder $L_2/L_1 < 3$, so gilt folgender Zusammenhang für den sog. „oil-canning“ Faktor λ :

$$\lambda = \frac{1}{2} \left[\frac{L_1 \cdot L_2 \sqrt{(1-\nu^2) \cdot 12}}{s \cdot R_1 \cdot R_2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (32)$$

Ein Bauteil neigt zum „oil-canning“ Effekt, je größer der Faktor λ ist. In Abbildung 31 sind die relevanten Bauteilabmessungen zur Ermittlung des Faktors λ nach [Vad81] schematisch dargestellt.

Mithilfe eines weiteren Ansatzes lässt sich auch die kritische Beulkraft ermitteln, ab der das Bauteil instabil wird und die Bifurkation bzw. das „oil-canning“ eintritt. Dieser Ansatz ist für Bauteile mit einer Fläche von $A < 0,83 \text{ m}^2$ gültig und kann in der einschlägigen Literatur nachgeschlagen werden [Jun02, Vad81]. In diesem Zusammenhang ist auf die Entwicklung von Umformwerkzeugen zu verweisen. Diese werden aufgrund von Rückfederungseffekten am Bauteil „überbogen“, d.h. es wird eine sog. Falschform am Werkzeug erzeugt, welche nach der

elastischen Rückfederung des Bauteils zur gewünschten Bauteilform nach der Entlastung führt. Diese Überbiegung muss bei der Entwicklung solcher Umformwerkzeuge ebenfalls bzgl. des „oil-canning“ berücksichtigt werden, da bei kritischen Bauteilabmessungen bereits eine geringfügige Krümmungsänderung der Bauteilgeometrie zu einem instabilen Zustand und damit zu „oil-canning“ führen kann [Vad81].

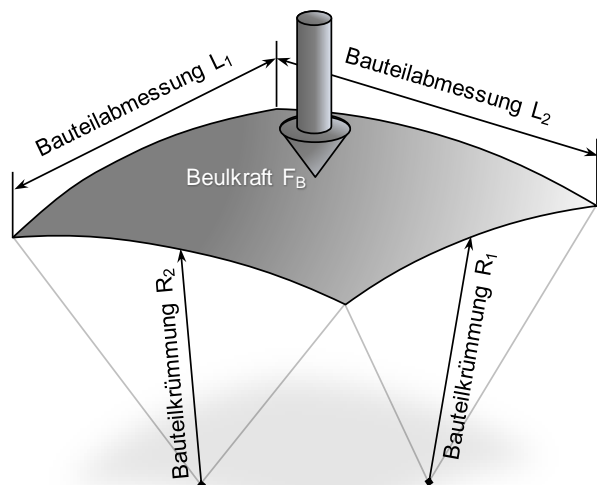


Abbildung 31: Ermittlung des kritischen „oil-canning“ Faktors unter Berücksichtigung der Bauteilabmessungen nach [Vad81]

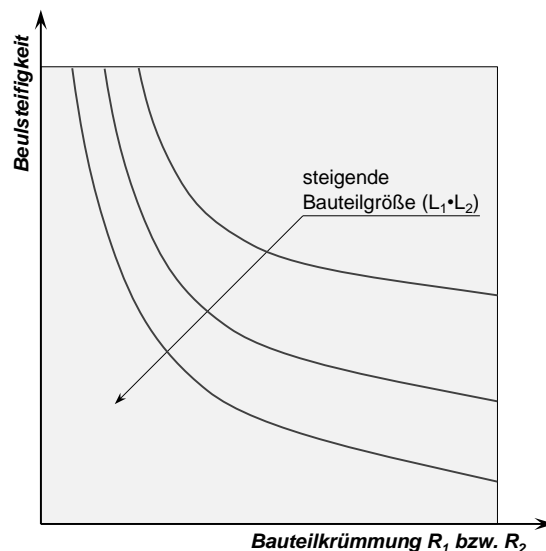


Abbildung 32: Beulsteifigkeit in Abhängigkeit von den Bauteilabmessungen nach [Asn98, DiC74]

Grundsätzlich kann ein Zusammenhang zwischen der Bauteilkrümmung, der Bauteilgröße und der damit zusammenhängenden Beulsteifigkeit hergestellt werden. Die Beulsteifigkeit sinkt mit zunehmender Bauteilgröße und abnehmender Bauteilkrümmung, d.h. je flacher ein Bauteil, desto geringer dessen Beulsteifigkeit [DiC74, Yut80]. In Abbildung 32 ist dieser Zusammenhang schematisch dargestellt.

Da die hier vorgestellten Ansätze zur Beschreibung der Beulsteifigkeit nur bedingt und unter eingeschränkten Voraussetzungen gültig sind, bildet die messtechnische Erfassung der Beulsteifigkeit die Grundlage für weiterführende Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit.

2.5.2 Beulfestigkeit von Außenhautbeplankungen

Neben der Beulsteifigkeit dient auch die Beulfestigkeit zur Bewertung des Beulwiderstands von Blechformteilen [Doe02, Hod01]. Wie bereits zu Beginn des Kapitels 2.5 erwähnt, wird grundsätzlich zwischen den statischen und dynamischen Eigenschaften unterschieden [Tho01a]. Das Abstützen mit der Hand auf einer Motorhaube wird z.B. als eine statische Belastung deklariert. Ein Hagelkorn, welches auf demselben Bauteil einschlägt, wird aufgrund der deutlich höheren Auftreffgeschwindigkeit und der lokalen Krafterbringung als dynamisch verstanden. Diese Diskrepanz wird im Allgemeinen als Unterscheidungsmerkmal zwischen einem statischen und einem dynamischen Beulen verstanden [Tho01a].

Bei der Beurteilung der Widerstandsfähigkeit von Blechformteilen gegen lokale Beanspruchungen durch eine äußere Last wird hauptsächlich die Tiefe der plastischen Beule zur Ermittlung des Beulwiderstands herangezogen. Daher beschäftigen sich die meisten Forschungsarbeiten mit der Nachbildung und der Interpretation des quasi-statischen Beulens [Vla09]. Die in Kapitel 2.5.1 dargestellten Erkenntnisse bzgl. der Beulsteifigkeit von umformtechnisch hergestellten Bauteilen beruhen ebenfalls auf Untersuchungen im quasi-statischen Bereich, d.h. die in Abbildung 30 dargestellten Kraftverläufe und die damit ermittelten Beulsteifigkeiten sind das Ergebnis von quasi-statischen Beuluntersuchungen.

Die Definition der Beulfestigkeit erscheint aufgrund der Vielzahl an Forschungsarbeiten und deren Ergebnisse zunächst trivial. Sie wird als die Widerstandsfähigkeit eines Bauteils gegen lokale plastische Verformungen verstanden [Asn95, DiC74, Asn98, Sak83, Shi97, Shi03a, Sri99, Vla09, Yut80]. Bei der Interpretation dieser Definition haben sich zwei grundlegende Ansätze nach [DiC74] und [Yut80] entwickelt. Während der Ansatz von [DiC74] den Beulverlauf für eine Aussage des Beulwiderstands berücksichtigt, werden beim Ansatz von [Yut80] lediglich die Beulkraft und die damit resultierende Beultiefe betrachtet. Daraus ergeben sich gegensätzlich lautende Aussagen über die Beulfestigkeit von Blechformteilen. Anhand Abbildung 33 soll dies erläutert werden.

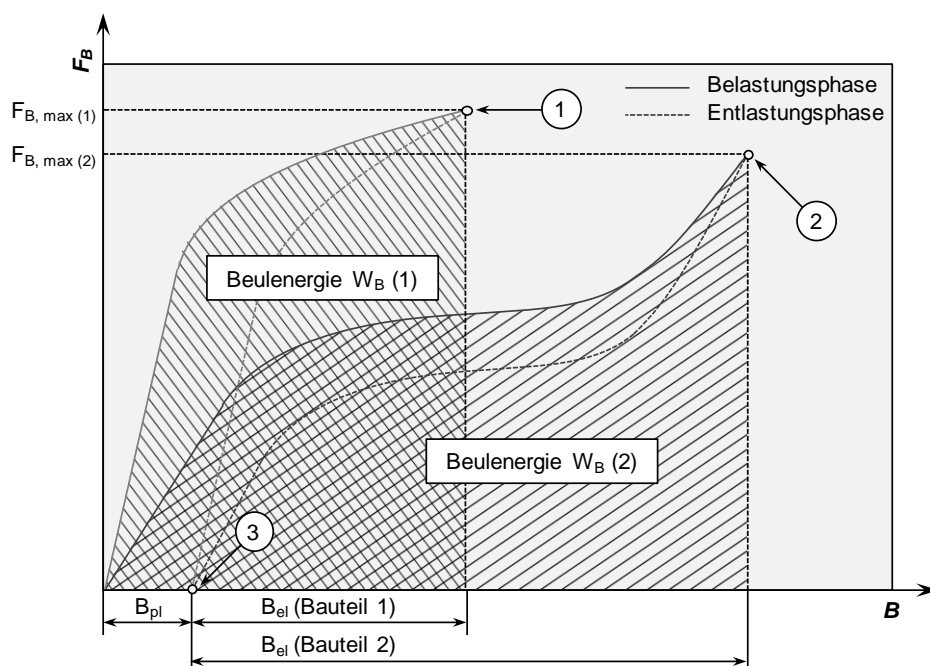


Abbildung 33: Kraft-Weg-Verlauf und zugehörige Beulenergie zweier Bauteile mit gleicher Blechdicke und gleichem Werkstoff, jedoch mit unterschiedlicher Geometrie nach [Tho01a, Tho01b]

Für zwei Bauteile, hergestellt aus demselben Feinblechwerkstoff, d.h. mit gleicher Blechdicke und gleichen Werkstoffeigenschaften, jedoch mit unterschiedlicher Bauteilgeometrie und damit unterschiedlicher Krümmung wird deren Beulverhalten untersucht und das entsprechende Kraft-Weg-Diagramm aufgezeichnet (Abbildung 33). Aufgrund der unterschiedlichen Bauteilgeometrie ergeben sich zwei völlig verschiedene Lastkurven, die jedoch beide nach Ende des

Beulvorgangs im selben Punkt respektive derselben plastischen Beultiefe B_{pl} münden (Abbildung 33 - Punkt 3). Dennoch besitzen die Bauteile unterschiedliche Beulfestigkeiten sowohl nach dem Ansatz von [DiC74] als auch nach dem von [Yut80].

Nach [DiC74] ist die Beulfestigkeit eines Bauteils umso höher, je mehr Beulenergie dieses bis zum Eintritt einer plastischen Beule absorbieren kann, d.h. je geringer die Bauteilsteifigkeit, desto größer die nötige Beulenergie zur Erzeugung einer plastischen Beule. Entsprechend dieser Aussage ist die Beulfestigkeit des Bauteils 2 aufgrund seiner geringeren Beulsteifigkeit höher als bei Bauteil 1. Dies ist durch einen direkten Vergleich der nötigen Beulenergie W_B (1) und W_B (2) in Abbildung 33 möglich. Der nach [DiC74] entwickelte Ansatz zur Berechnung der Beulenergie W_B , die nötig ist, um eine plastische Beule zu erzeugen, ergibt sich zu:

$$W_B = K \frac{R_{p0,2}^2 \cdot s_0^4}{S} \quad (33)$$

Hierbei werden die Streckgrenze $R_{p0,2}$, sowie die Ausgangsblechdicke s_0 und die Beulsteifigkeit S herangezogen. Die Konstante K wird hierbei empirisch ermittelt. Basierend auf diesen Erkenntnissen besitzt ein Bauteil, welches eine möglichst hohe Beulenergie absorbieren kann, ehe eine plastische bzw. sichtbare Beule auftritt, auch eine hohe Beulfestigkeit.

Nach [Yut80] hingegen, wird die Beulfestigkeit durch die maximale Beulkraft bestimmt, die nötig ist, um eine plastische Beule zu verursachen. Analog zu den Lastkurven in Abbildung 33 ist für die Erzeugung einer Beule derselben Tiefe eine höhere Beulkraft bei Bauteil 1 nötig als dies bei Bauteil 2 der Fall ist. Die zum Bauteil 1 zugehörige maximale Beulkraft $F_{B, \max (1)}$ ist deutlich höher als die maximale Beulkraft $F_{B, \max (2)}$ für das Bauteil 2. Die zur Erzeugung einer plastischen Beule nötige Beulkraft F_B kann nach [Yut80] mit folgender Formel berechnet werden:

$$F_B = K \cdot s_0^n \cdot R_{p0,2} \quad (34)$$

Analog zum Ansatz von [DiC74] wird hier ebenfalls die Ausgangsblechdicke s_0 , eine Konstante K sowie die Streckgrenze $R_{p0,2}$ zur Berechnung der Beulkraft herangezogen. Die Konstante n nimmt für Stahlblechwerkstoffe den Wert $n=2,3 \dots 2,4$ an [Tho01a, Yut80].

Die hier vorgestellten Ansätze beschreiben die Beulenergie respektive die Beulkraft, ab der eine plastische bzw. sichtbare Beule erzeugt wird. Damit unabhängig voneinander durchgeführte Beuluntersuchungen miteinander vergleichbar sind, muss eine quantitative Definition der plastischen Beule eingeführt werden. Nach [DiC74, Vad81] ist dies der Fall für eine Beule mit einer plastischen Beultiefe von $B_{pl} \geq 0,02 \text{ mm}$. Aufgrund der Schwierigkeit die Beultiefe messtechnisch exakt zu erfassen bzw. Messrauschen auszuschließen, wird nach [Asn95, Asn98, Shi97, Yut80] eine sichtbare bzw. eine plastische Beule ab einer Beultiefe von $B_{pl} \geq 0,1 \text{ mm}$ verstanden. In Anlehnung an [Yut80] ist ein weiterer Ansatz zur Bestimmung der nötigen Beulkraft $F_{B0,1}$ für die Erzeugung einer plastischen Beule der Beultiefe $B_{pl} = 0,1 \text{ mm}$ erarbeitet worden [Tho01a]:

$$F_{B0,1} = 0,557 \cdot s_0^{1,5} \cdot R_{p0,2}^{1,1} \quad (35)$$

Diese Ansätze zur Beschreibung der erforderlichen Kraft $F_{B0,1}$ zur Erzeugung einer plastischen Beule sind nach [Shi97] jedoch nicht allgemein gültig, denn sie berücksichtigen nicht die Umformgeschichte des Blechformteils. Anhand von Untersuchungen, deren Inhalt der Vergleich von wärmebehandelten als auch von solchen Bauteilen ohne nachgelagerte Wärmebehandlung nach der Umformung war, konnte der nach [Yut80] vorgestellte Ansatz zur Vorhersage der Beulkraft $F_{B0,1}$ nicht nachgewiesen bzw. bestätigt werden [Shi97]. Der im Rahmen dieser Untersuchungen herangezogene Stahlblechwerkstoff zeigte deutliche Verbesserungen durch die Wärmebehandlung hinsichtlich der Beulfestigkeit, woraus ein signifikanter Einfluss des Dehnungszustandes auf die Beuleigenschaften von Blechformteilen identifiziert werden konnte [Shi97]. Weitere Untersuchungen konnten eine erhöhte Beulfestigkeit nach vorangegangener Dehnungserhöhung, z.B. durch vorgelagertes Recken des Blechwerkstoffs, bestätigen [Beh06, Doe02, Iye04, Kul03, Shi91a]. Nach [Hol02] ist der positive Effekt erhöhter Dehnung trotz der mit dieser Dehnung einhergehenden Blechausdünnung erkennbar. Dies beruht darauf, dass sich der positive Effekt der Kaltverfestigung deutlicher bemerkbar macht als der negative bzw. einer verbesserten Beulfestigkeit entgegenwirkende Effekt der Blechausdünnung.

Grundsätzlich wird durch die Erhöhung der Streckgrenze, der Blechdicke, der Bauteilkrümmung und der Vordehnung die Beulfestigkeit und damit der Beulwiderstand von umformtechnisch hergestellten Bauteilen erhöht [Beh06, DiC74, Kul03, Lu09, Sek03, Vad81, Yut80]. In diesem Zusammenhang ist der Effekt der Reckalterung durch Streckziehen ein nicht zu vernachlässigender Faktor. Nach [Roo11, Vla06a] wirkt sich die durch die Reckalterung induzierte Kaltverfestigung auf die Fließspannung im Werkstoff aus, welche deutlich ansteigt. Bei nachfolgenden Belastungen muss die beim Streckziehen erreichte Fließspannung überschritten werden, damit eine weitere plastische Verformung erzielt werden kann. Durch die zusätzliche Kaltverfestigung werden der mechanische Widerstand und damit die Beulfestigkeit eines vorgereckten Blechformteils erhöht [Bar12, Vla06a].

Neben der statischen Beulfestigkeit spielt auch die dynamische Beulfestigkeit eine entscheidende Rolle bei der Charakterisierung von Blechformteilen hinsichtlich deren Beulwiderstand. Hierbei wird nach [Shi97, Tho01a] die Beulenergie W_{kin} , die beispielsweise durch ein Hagelkorn auf das Bauteil einwirkt, betrachtet und im Verhältnis zur damit erzeugten Beule B_{pl} ein entsprechender Festigkeitswert, nämlich die dynamische Beulfestigkeit D_d , ermittelt:

$$D_d = \frac{W_{kin}}{B_{pl}} \quad (36)$$

Die kinetische Energie W_{kin} , die durch den Beulkörper auf das Bauteil einwirkt, wird durch dessen Geschwindigkeit bestimmt. Nach [Tho01a] besteht zwischen der Auftreffgeschwindigkeit bzw. der kinetischen Energie W_{kin} des Beulkörpers und der erzeugten Beultiefe B_{pl} ein linearer Zusammenhang. Damit existiert auch eine Grenzgeschwindigkeit für den Beulkörper, die zur Erzeugung einer plastischen Beule überschritten werden muss. Weiterhin ist die dynamische Beulfestigkeit nach [Tho01a] nahezu unabhängig von der Blechdicke und der Streckgrenze des Werkstoffs, vielmehr spielt hierfür der E-Modul und die Bauteilkrümmung eine entscheidende Rolle [Tho01a]. Nach [Shi03a, Shi03b] sind der Einfluss der Werkstofffestigkeit bzw. der Kaltverfestigung und der Blechdicke beim dynamischen Beulen deutlich kleiner als

beim quasi-statischen Beulen, wodurch die Aussage von [Tho01a] bestätigt wird. Weitere Einflussgrößen für die dynamische Beulfestigkeit sind nach [Shi91b, Shi03a, Shi03b] die durch den Beulkörper eingebrachte kinetische Energie, dessen Masse und Durchmesser, der E-Modul des Blechwerkstoffs sowie die Bauteilkrümmung. Weiterführende experimentelle Ergebnisse deuten auf einen gegenteiligen Effekt bei der statischen und dynamischen Beulfestigkeit hinsichtlich der Bauteilkrümmung hin [Tho01a]. Mit zunehmender Bauteilkrümmung, ausgehend von einer ebenen Platine, nimmt beim dynamischen Beulen die durch den Beulkörper erzeugte Beultiefe bis zu einem spezifischen Minimum ab. Eine weitere Zunahme der Bauteilkrümmung führt zu einer Zunahme der Beultiefe (Abbildung 34). Markant hierbei ist dieser Effekt, betrachtet man für dieselbe Untersuchung die statische Beulfestigkeit. Hierbei ergibt sich ein Maximum in der durch den Beulkörper erzeugten Beultiefe exakt für das Bauteil mit derselben Krümmung, welches beim dynamischen Beulen sein Optimum besitzt (Abbildung 35).

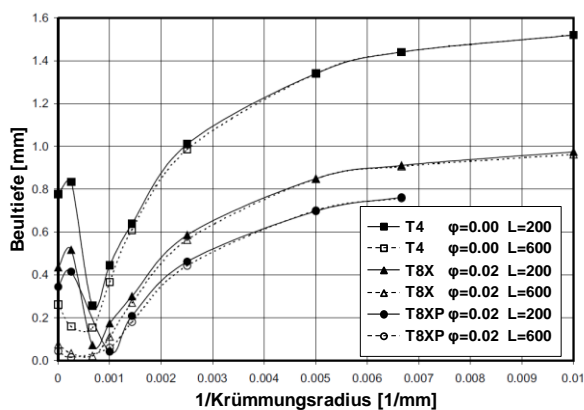


Abbildung 34: Dynamische Beuluntersuchungen zur Ermittlung der Beultiefe in Abhängigkeit von der Bauteilkrümmung nach [Tho01a]

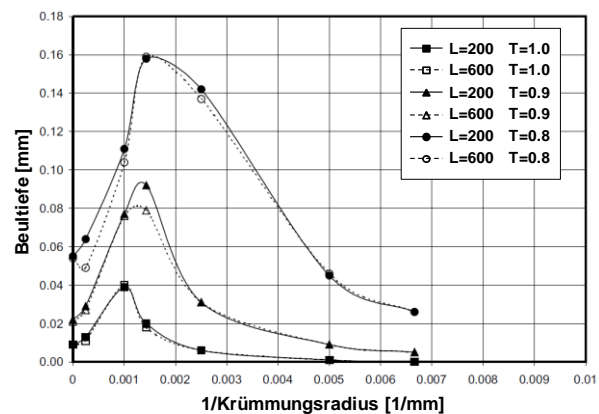


Abbildung 35: Statische Beuluntersuchungen zur Ermittlung der Beultiefe in Abhängigkeit von der Bauteilkrümmung nach [Tho01a]

Wie bereits zu Beginn dieses Kapitels erwähnt, dient der Betrag der Aufprallgeschwindigkeit des Beulkörpers als Unterscheidungsmerkmal zwischen einem statischen und einem dynamischen Beulvorgang. Daher muss vor allem für den dynamischen Fall die Aufprallgeschwindigkeit herangezogen werden, will man Bauteile miteinander vergleichen. Bereits [Shi97] hat festgestellt, dass der Beulkörper durch seine Masse und vor allem durch die Aufprallgeschwindigkeit einen maßgeblichen Einfluss auf die Beuleigenschaften von Blechformteilen besitzt. Nach [DiC74] gelten Beuluntersuchungen als dynamisch, wenn die Aufprallgeschwindigkeit $v \geq 10 \text{ m/sec}$ beträgt. Vor allem bei Werkstoffen mit hoher Dehnratensensitivität wird die dynamische Beulfestigkeit signifikant beeinflusst, da bei unterschiedlicher Auftreffgeschwindigkeit solche Werkstoffe verschieden reagieren. Dies ist vor allem bei Stahlblechwerkstoffen der Fall, wodurch die Festlegung der Beulgeschwindigkeit im Laborbetrieb ein wichtiger Faktor ist [Hol04, Shi97]. Mit steigender Aufprallgeschwindigkeit erhöhen sich bei dehnratensensitiven Werkstoffen die Fließspannung und folglich auch die dynamische Beulfestigkeit. Dadurch ist bei Stählen eine höhere dynamische als statische Beulfestigkeit zu beobachten [Shi97, Shi03a].

Für die experimentelle Nachbildung dynamischer Beuluntersuchungen im Laborbetrieb muss demnach akribisch darauf geachtet werden, dass realitätsnahe Aufprallgeschwindigkeiten, z.B. die eines Hagelkorns, erzielt werden und diese auch präzise gemessen werden [Shi03a].

2.5.3 Prüfung des Beulverhaltens von Außenhautbeplankungen

Trotz der zahlreichen Untersuchungen die Beulsteifigkeit und die Beulfestigkeit von umformtechnisch hergestellten Blechformteilen betreffend [Asn95, DiC74, Asn98, Hod01, Hol02, Iye04, Jun02, Kru92, Kul03, Tho01a, Sri99, Sak83, Sek03, Shi97, Vad81, Yut80], ist die Prüfung bzw. die messtechnische Erfassung dieser Kennwerte im Laborbetrieb nicht genormt. Vergleiche von Testergebnissen verschiedener Prüfmethode müssen daher stets kritisch beleuchtet werden [Lu09, Tho01a].

Ein eigens dafür gegründetes Gremium, das sog. Dent Resistance Committee (Auto-Steel Partnership), hat eine Richtlinie zur Durchführung von statischen und dynamischen Beuluntersuchungen erarbeitet [SAE04]. Inhalt dieser Richtlinie sind Spezifikationen für die im Laborversuch einzusetzenden Prüfkörper, sowohl für statische als auch für dynamische Untersuchungen, die Vorgehensweise bei der Beuluntersuchung und die messtechnische Erfassung der relevanten Größen, sowie die Art der Krafteinleitung und die Geschwindigkeit beim Auftreffen der Prüfkörper auf das Bauteil. Statische Beulversuche simulieren reale Beulbelastungen an Außenhautbauteilen aus Feinblech hervorgerufen z.B. durch punktuelle Belastung durch eine menschliche Hand oder einen Ellbogen. Die Geschwindigkeit des Prüfkörpers, mit der dieser auf das zu prüfende Bauteil auftrifft, wird hierbei auf ein Minimum reduziert, sodass werkstoffbedingte Dehnrateneffekte ausgeschlossen werden können. Dynamische Beulversuche simulieren hingegen Beulbelastungen mit höherer Auftreffgeschwindigkeit, um z.B. Hagelschlag oder das Aufprallen eines Einkaufswagens auf eine Türbeplankung eines parkenden Fahrzeugs zu simulieren [SAE04].

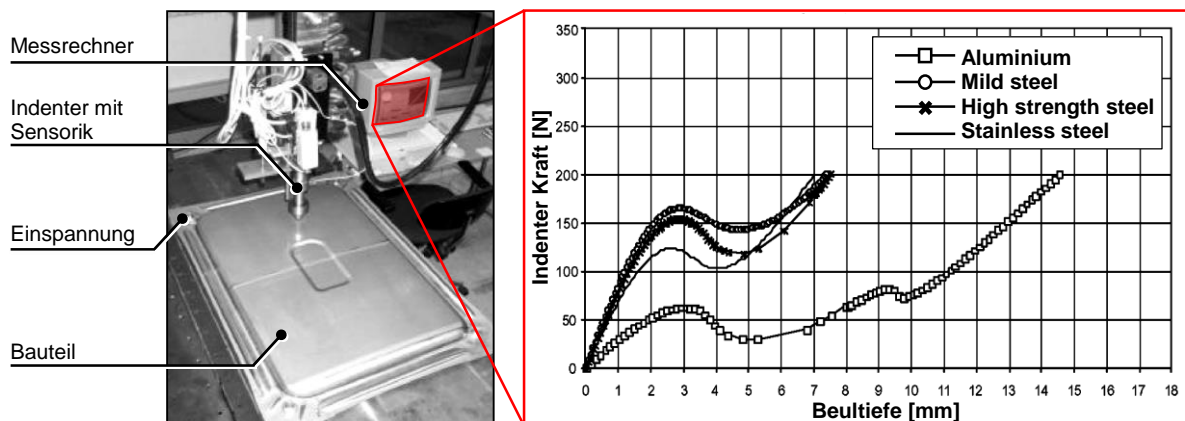


Abbildung 36: Versuchsaufbau nach [SAE04] zur Prüfung des Beulverhaltens von Außenhautbeplankungen und beispielhafter Kraft-Weg-Verlauf für Beplankungen unterschiedlicher Blechgüten [Hol02]

Der nach [SAE04] vorgeschlagene Versuchsaufbau (vgl. Abbildung 36) umfasst eine Aufspannvorrichtung, die eine randseitige Fixierung des zu prüfenden Bauteils erlaubt. Der Prüfkopf ermöglicht eine freie Positionierung des Prüfkörpers, auch Indenter genannt, sodass das

Bauteil an einer beliebigen Stelle geprüft werden kann. Der Gesamtaufbau muss eine ausreichende Steifigkeit besitzen, sodass eine Messung ohne äußere Einflüsse, hervorgerufen durch eine Durchbiegung des Versuchsaufbaus, erfolgen kann. Der Prüfkörper muss senkrecht auf die zu prüfende Position am Bauteil ausgerichtet werden, Abweichungen von bis zu $\pm 2,5^\circ$ können vernachlässigt werden. Die Prüfvorrichtung erlaubt die Erfassung von Messdaten, insbesondere die aufgebrachte Indenter Kraft entlang der Beultiefe, sowohl bei der Belastungs- als auch bei der Entlastungsphase des Bauteils. Dieser charakteristische Kraft-Weg-Verlauf (Hysterese, vgl. hierzu Abbildung 36) gibt Aufschluss über die Beuleigenschaften des Bauteils [SAE04]. Weitere Vorrichtungen zur Prüfung der Beuleigenschaften von umformtechnisch hergestellten Bauteilen finden sich in [Dan02, Pei06, Shi03b, Tho01a, Tho01b, Vla09].

Für eine realitätsnahe Nachbildung eines statischen bzw. eines dynamischen Beulvorgangs ist der Indenter von entscheidender Bedeutung, da er als Kraftübertragungskomponente dient. Bei der statischen Prüfung mit punktueller Belastung wird nach [SAE04] ein kugelförmiger Indenter mit einem Kopfdurchmesser von $d_I=25,4\text{mm}$ vorgeschlagen, der mit einer Prüfgeschwindigkeit von $v=0,834\text{mm/sec} \pm 0,08466\text{mm/sec}$ auf das zu prüfende Bauteil einwirkt. Während des gesamten Versuches werden der Weg und die auf das Bauteil einwirkende Kraft mittels entsprechender Sensoren erfasst, sodass anschließend eine Auswertung der Hysterese erfolgen kann. Für die Nachbildung von Beulvorgängen mit einer flächigen Belastung wird ein flacher, mit Kunststoff versehener Stempel eingesetzt [Tho01a].

Bei der dynamischen Beulprüfung kann derselbe kugelförmige Indenter, der für statische Beuluntersuchungen vorgesehen ist, eingesetzt werden, für eine realitätsnahe Abbildung des dynamischen Beulvorgangs können jedoch auch Kugeln als Prüfkörper eingesetzt werden. In [SAE04] wird eine Stahlkugel mit einem Durchmesser von $d_I=25,4\text{mm}$ empfohlen, da hiermit eine ausreichend hohe Beulenergie in das Bauteil induziert werden kann. Dies wird dadurch erreicht, dass die Kugel aus einer bestimmten Höhe auf das Bauteil herabfällt und durch die Erdbeschleunigung eine entsprechende Geschwindigkeit respektive Beulenergie in den Prüfungsvorgang einbringt [Tho01a]. Der dynamische Beulvorgang kann grundsätzlich durch zwei einfache Methoden im Laborversuch nachgebildet werden. Zum einen dienen die bereits angesprochenen Falltests, bei denen der Prüfkörper von einer vorher festgelegten Höhe auf das Bauteil herabfällt und zum anderen können die Prüfkörper, in diesem Falle Kugeln, mittels einer Beschussvorrichtung auf das Bauteil beschleunigt werden. In den meisten Forschungsarbeiten werden die Falltests zur dynamischen Beulprüfung eingesetzt, wodurch auch bei niedrigen Aufprallgeschwindigkeiten hohe kinetische Energiebeträge freigegeben werden [Shi03a, Vla09]. Da jedoch die Aufprallgeschwindigkeit im Hinblick auf die Dehnratensensitivität von Stahlblechwerkstoffen relevant ist, sind die Ergebnisse solcher Untersuchungen nicht uneingeschränkt mit Realversuchen vergleichbar. Moderne Beulprüfstände mit einer Beschussvorrichtung können durch die Wahl des Kugelmaterials hingegen in gewissen Grenzen sowohl die kinetische Energie als auch die Aufprallgeschwindigkeit variieren. Dadurch ist eine realitätsnahe dynamische Beulprüfung möglich [Vla09].

Bzgl. der Aufprallgeschwindigkeit und der kinetischen Energie, die einen dynamischen Beulvorgang charakterisieren, finden sich in der Literatur unterschiedliche Angaben. Nach [SAE04] gilt ein Beulvorgang als dynamisch, sobald die Aufprallgeschwindigkeit $v \geq 894\text{mm/sec}$ beträgt.

In der weiterführenden Literatur werden Prüfgeschwindigkeiten von $v=2\dots45\text{m/sec}$ für die Prüfung von Blechformteilen im Automobilbereich angegeben [DiC74, Lu09, Pei06, Shi97]. Die kinetische Energie, die in das Bauteil induziert wird, hängt maßgeblich davon ab, welcher Beulvorgang nachgebildet werden soll. Die durch ein Hagelkorn eingebrachte kinetische Energie beträgt nach [Egl07] während eines Beulvorgangs in Abhängigkeit von der Korngröße $W_{\text{kin}}=0,04\dots176,9\text{J}$ bei einem Hagelkorndurchmesser von $d_H=10\dots80\text{mm}$.

Analog zur statischen Prüfung, wird auch beim dynamischen Beulen eine messtechnische Erfassung des gesamten Beulvorgangs, d.h. die Aufzeichnung des Kraft-Weg-Verlaufs des Indenters (vgl. Abbildung 36), angestrebt [SAE04, Vla09].

2.5.4 Forminstabilität von Blechen unter globalem Zug

Der Beulvorgang, hervorgerufen durch eine äußere Last, welche senkrecht zur Bauteiloberfläche einwirkt, wurde in den Kapiteln 2.5.1 bis 2.5.3 erläutert. Aus der Praxis ist jedoch ein weiterer Beulmechanismus bekannt, welcher aufgrund von tangentialen Druckspannungen in der Blechebene hervorgeht. Die Lasteinleitung für die Initiierung dieser Beule kann hierbei entweder entlang des Platinenrandes durch eine äußere Kraft oder aufgrund von Eigenspannungen, in der Bauteilebene wirkend, durch innere Kräfte erfolgen [Sch09, Vla09].

Zur Bewertung der Forminstabilität von Blechen unter globalem Zug ist der sog. Yoshida Buckling Test für Stahlblech entwickelt worden [Yos81]. Hierbei werden spezielle Blechproben mit einer charakteristischen Formkontur durch Zugbeanspruchung belastet und ein Ausbeulen der Probenmitte provoziert (Abbildung 37). Das Beulen der Probe ist hauptsächlich auf die charakteristische Probenkontur zurückzuführen, welche die zur Forminstabilität erforderlichen Querspannungen begünstigt.

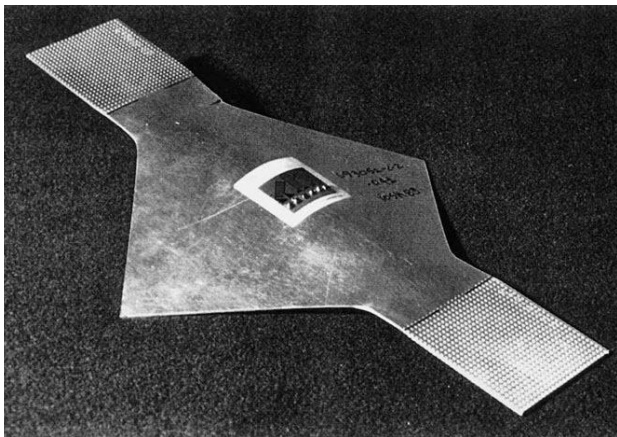


Abbildung 37: Geprüfte Probengeometrie aus Stahlblech nach [Yos81]

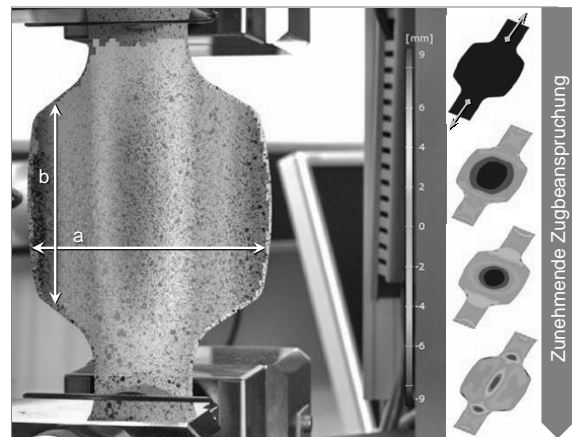


Abbildung 38: Geprüfte Aluminiumprobe nach [Sch09]

Zur Untersuchung von Aluminiumblechwerkstoffen wurde die Yoshida Geometrie verändert (Abbildung 38) und im Rahmen von Untersuchungen die Funktionalität nachgewiesen. Nach [Sch09] konnte ein Ausbeulen unter globalem Zug in Abhängigkeit vom Seitenverhältnis des Probenmittensbereichs identifiziert werden. Ein kritisches Seitenverhältnis von $a/b \geq 1,7$ konnte

im Rahmen dieser Untersuchungen identifiziert werden. Dies bestätigt ebenfalls die Aussagen von [Fri99, Yos81].

Beim uniaxialen Recken von Feinblech wird die Ausgangsplatine entlang zweier, sich einander gegenüberliegender Platinenränder fixiert und lateral unter Zug gelängt (vgl. Abbildung 39). Beim Reckvorgang tritt eine Querkontraktion auf, die in der Platinenmitte zu Druckspannungen führt und dadurch ein Ausknicken der Probe möglich wird. Beim konventionellen Streckziehen mit einem Gegenstempel wird aufgrund der Reibung zwischen Blech und Stempel dieses Ausbeulen verhindert. Beim freien Recken wird ein Ausbeulen ausschließlich durch die Plattensteifigkeit der Platine verhindert, wodurch die Gefahr solcher Längsbeulen durch Forminstabilität deutlich ansteigt [Fri99, Vla09]. In [Vla07a, Vla07b, Vla09] werden Untersuchungen vorgestellt, welche die Beulsensitivität von großflächigen Platinen, wie sie beim uniaxialen Recken eingesetzt werden, untersucht. Hierbei wurden Rechteckplatinen mit unterschiedlichen Längen- zu Breitenverhältnissen eben gereckt und deren Beulsensitivität untersucht. Das Auftreten von Längsbeulen ist nach [Vla09] bei einem Seitenverhältnis a/b von $1,5 < G < 3,5$ kritisch (Abbildung 39). Außerhalb dieses Grenzbereichs G ist ein Auftreten von Längsbeulen durch globalen Zug nicht zu erwarten. Die Prozesssicherheit kann nach [Vla09] dadurch erhöht werden, dass die Lasteinleitung entlang der Längsseite der Platine erfolgt. Dies kann jedoch zu einem erhöhten Materialverbrauch und zu erhöhten Werkzeugkosten führen [Vla09].

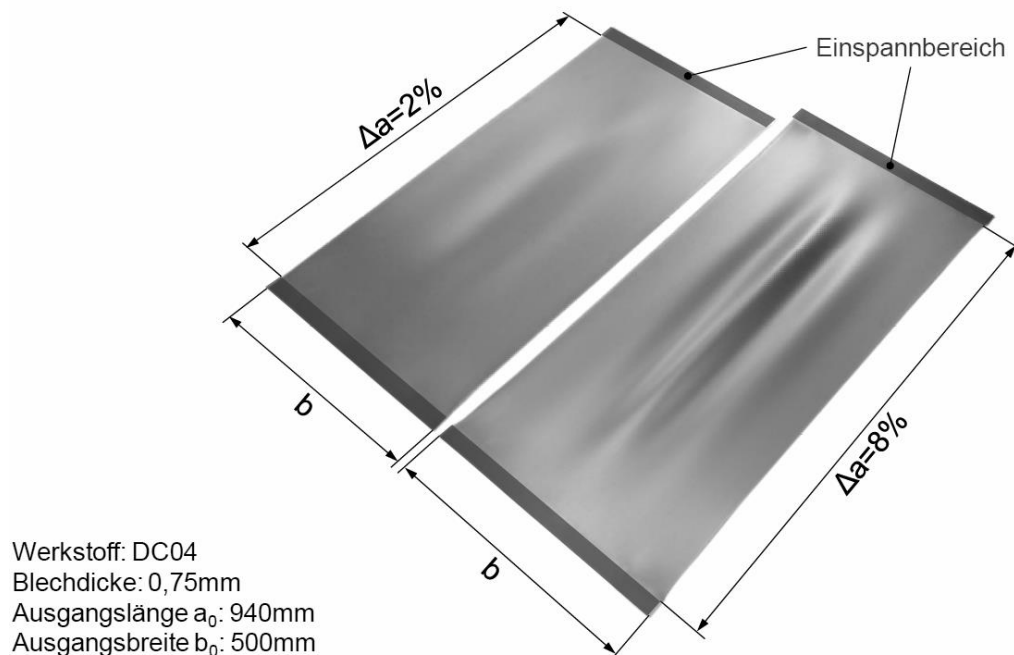


Abbildung 39: Beulenbildung bei Stahlblech unter globalem Zug [Vla09]

Im Folgenden werden Untersuchungen zum Recken von ebenen Platinen mit nachfolgendem Ausformen einer Bauteilkontur vorgestellt, deren Platinenabmessungen jedoch außerhalb des hier dargestellten kritischen Grenzbereichs G liegen. Forminstabilität während des Reckvorgangs aufgrund von globalem Zug wird daher ausgeschlossen, sodass an dieser Stelle auf die einschlägige Literatur verwiesen wird [Cao02, Fri99, Li00, Sch09, Tom93, Vla09, Yos81].

3 Voruntersuchungen

Das im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Verfahren zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Außenhautbeplankungen aus Feinblech, welches bereits in Kapitel 2.4 als SCS-Verfahren vorgestellt wurde, soll nun näher betrachtet und dessen Funktionsweise analysiert werden. Hierbei soll speziell auf die für dieses Verfahren charakteristische Werkzeuggeometrie eingegangen werden und der aktuelle Stand der Entwicklung dieser Verfahrensvariante im Hinblick auf Verbesserungs- und Optimierungspotentiale betrachtet werden.

3.1 Analyse des aktuellen technischen Stands der SCS-Technologie

Die SCS-Technologie beruht, wie bereits erwähnt, auf einem einfachen zweiteilig ausgeführten Werkzeug (Abbildung 40). Die Formelemente am Werkzeugober- und unterteil greifen während des Umformprozesses ineinander und verformen die dazwischenliegende Platine nach dem in Kapitel 2.4 beschriebenen Mechanismus. Hierdurch wird im freiliegenden Platinenbereich eine Zugspannung induziert, welche zu einer Reckung der rechteckigen Platine führt. Die Geometrie der Formelemente beeinflusst den gesamten Prozess und damit auch die Reckung der Platine maßgeblich [Vla08c, Vla09].

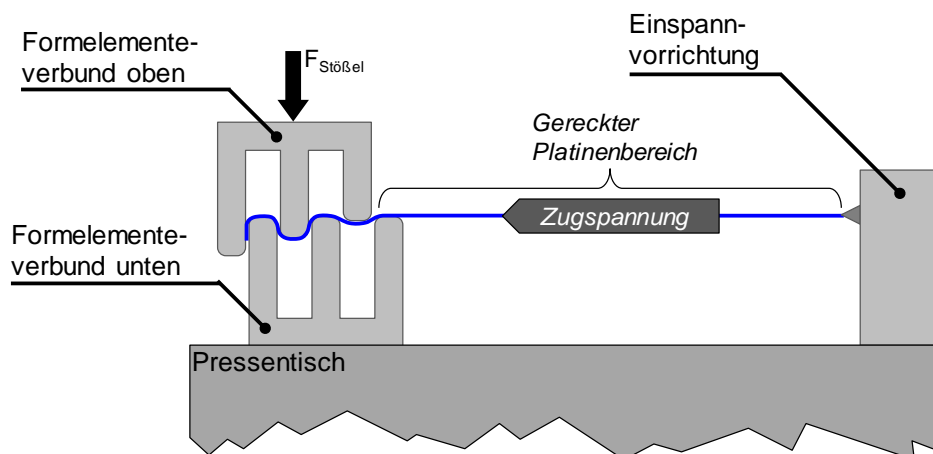


Abbildung 40: Schematische Darstellung des SCS-Werkzeugkonzeptes nach [Vla09]

3.1.1 Einfluss der Formelementegeometrie auf den Umformprozess

Die Reckung der Platine erfolgt beim SCS-Verfahren durch das Ineinandergreifen der oberen und unteren Formelementeverbände und der damit einhergehenden Zugkraftinduktion infolge von Reibungs- und Biegevorgängen an den Formradien der einzelnen Formelemente. Die Zugkraftinduktion hängt von Faktoren ab, die einerseits die Reibungsverhältnisse beeinflussen und andererseits die geometrischen Randbedingungen. Betrachtet man zunächst die geometrischen Faktoren des Formelementeverbandes (vgl. Abbildung 40), so ist die Zugkraftinduktion nach [Vla07a] abhängig von folgenden Größen:

- Eingriffsreihenfolge der Formelemente
- Höhendifferenz benachbarter Formelemente
- Höhe der Formelemente

- Maximale Eingriffstiefe der Formelemente
- Anzahl der Formelemente
- Dimensionierung der Formradien an den Formelementen
- Abstand benachbarter Formelemente
- Krümmung der Formelemente

Die Zugkraftinduktion aufgrund der vorherrschenden Reibungsverhältnisse wird durch folgende Größen beeinflusst:

- Werkzeugwerkstoff
- Blechwerkstoff
- Topographie der Formelemente (Oberflächenrauheit, usw.)
- Topographie des Blechwerkstoffs (Texturierung)
- Beschichtung an den Formradien
- Beschichtung am Blechwerkstoff
- Umformgeschwindigkeit
- Prozesstemperatur
- Beölungszustand der Platine (Ober- und Unterseite)

Im Rahmen der bisherigen Untersuchungen nach [Vla09] sind zunächst ausgewählte geometrische Einflussfaktoren betrachtet worden, welche nachfolgend vorgestellt werden. Faktoren, welche die Zugkraftinduktion aufgrund der vorherrschenden Reibungsverhältnisse beeinflussen, sind nicht näher betrachtet worden. Diese sind teilweise Bestandteil der hier vorliegenden Arbeit und werden zu einem späteren Zeitpunkt behandelt. In Abbildung 41 sind die wichtigsten geometrischen Größen schematisch dargestellt.

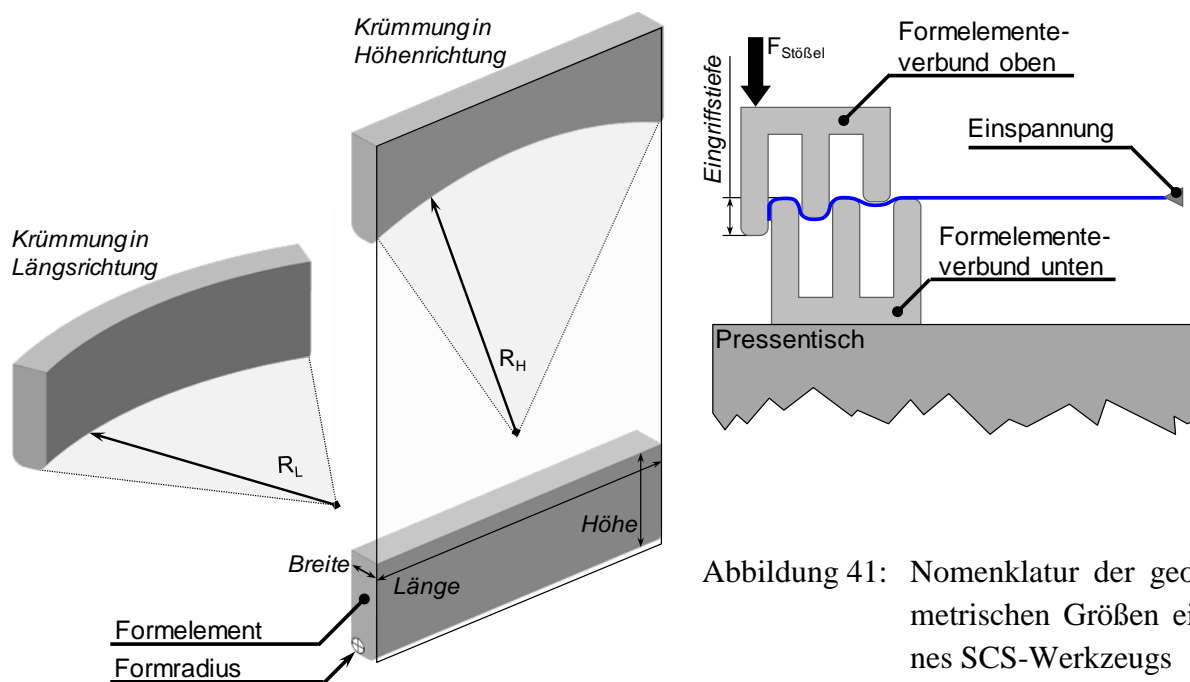


Abbildung 41: Nomenklatur der geometrischen Größen eines SCS-Werkzeugs

Die Eingriffsreihenfolge der Formelemente hat einen entscheidenden Einfluss auf die Zugkraftinduktion während des Reckvorgangs. Nach [Vla09] sind drei grundlegende Konstellationen

zu nennen, welche die Eingriffsreihenfolge bestimmen. Es wird zwischen einer linearen, parabolischen und hyperbolischen Konstellation unterschieden. Diese Bezeichnung bezieht sich hierbei auf das Eingriffsprofil und wird durch den Höhenunterschied benachbarter Formelemente bestimmt. In Abbildung 42 sind die drei grundlegenden Varianten schematisch dargestellt.

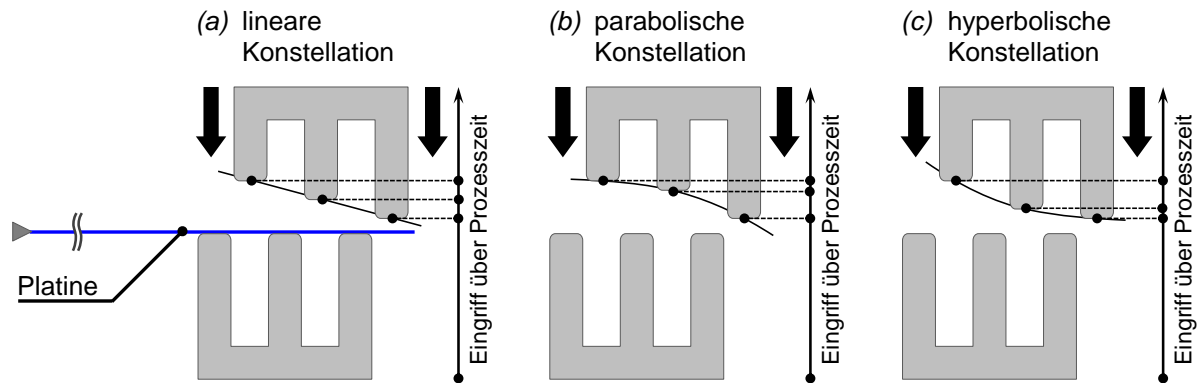


Abbildung 42: Eingriffsreihenfolge bei linearer (a), parabolischer (b) und hyperbolischer (c) Konstellation der Formelemente nach [Vla09]

Durch Variation der Höhe benachbarter Formelemente wird der Eingriffszeitpunkt des jeweiligen Formelementes variiert und dadurch die auf die Platine einwirkende Kraft über die Prozesszeit gesteuert. Demnach kann die Kraft, die über den Stößel in den Prozess eingebracht wird, bei einer linearen Konstellation kontinuierlich während des Umformprozesses eingebracht werden. Bei der parabolischen, respektive hyperbolischen Konstellation wird die Kraft jeweils am Ende bzw. zu Beginn der Umformung in den Prozess eingebracht. Dadurch ergeben sich unterschiedliche Zugspannungsverläufe entlang der Eingriffstiefe, dies kann für einen sich an den Reckvorgang anschließenden Tiefziehprozess (vgl. Abbildung 29) von entscheidender Bedeutung sein. Dies ist vor allem für den Reckvorgang von entscheidender Bedeutung. Während des Prozesses fließt die Platine mäanderförmig von außen nach innen, während der innenliegende Bereich der Platine gereckt wird. Gleichzeitig wandert die freie Platinkante in den Formelementeverbund hinein und verliert mit zunehmender Eingriffstiefe den Kontakt zu den Formradien von außen nach innen. Je geringer die Kontaktfläche zwischen Formelementeverbund und Platine ist, desto geringer ist die induzierte Zugspannung. Demnach ist es empfehlenswert, eine möglichst hohe Kontaktfläche zwischen der Platine und den Formelementen zu Beginn des Prozesses zu realisieren, ehe die freie Platinkante bereits einige Formradien durchlaufen hat ohne eine entsprechend hohe Zugspannung zu induzieren, wie es bei der parabolischen Konstellation der Fall ist. An dieser Stelle sei erwähnt, dass durch Wahl der hyperbolischen Konstellation ein rascher Anstieg der Zugspannung realisiert werden kann, wodurch der Reckvorgang bereits zu Beginn des Prozesses initiiert wird, während bei der parabolischen Konstellation die Zugspannung zu einem späteren Zeitpunkt ihr Maximum erreicht und demnach die Platine erst mit Erreichen einer größeren Eingriffstiefe gereckt wird. In Abhängigkeit von der herzustellenden Bauteilgeometrie kann entsprechend die hierfür beste Konstellation ausgewählt werden. Entsprechende Zugspannungsverläufe der hier vorgestellten Konstellation der Formelemente finden sich in [Vla09].

Die Höhe der Formelemente und die maximal im Prozess erreichbare Eingriffstiefe hängen direkt voneinander ab. Wird die Höhe der Formelemente reduziert, so verkürzt sich bei gleichbleibender Stößelgeschwindigkeit die Eingriffstiefe analog hierzu. Bei entsprechend erhöhter Eingriffstiefe kann über eine längere Prozesszeit die für den Reckvorgang nötige Zugspannung induziert werden, wodurch erhöhte Reckgrade erreicht werden können. In Abbildung 43 ist dieser Sachverhalt schematisch dargestellt.

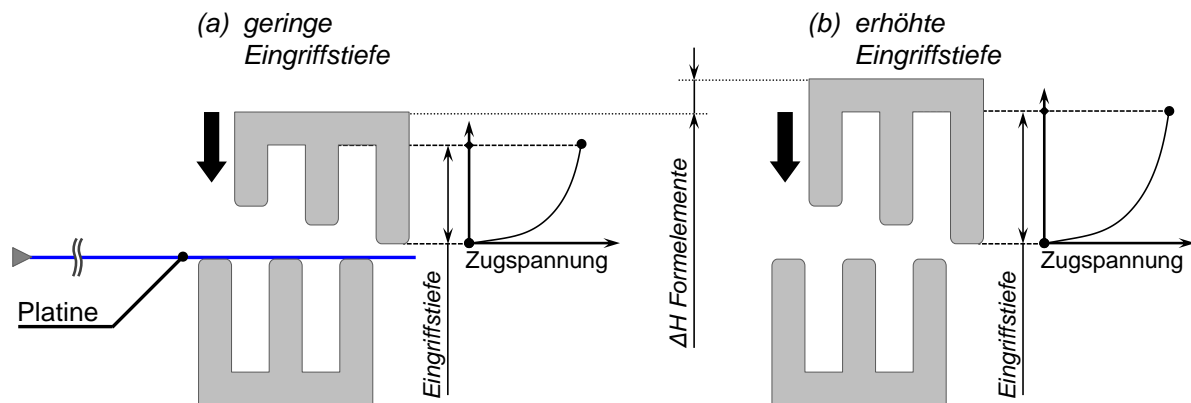


Abbildung 43: Einfluss der Formelementehöhe auf den Prozess und den Zugspannungsverlauf

Die Anzahl der Formelemente stellt einen weiteren wichtigen Faktor, der sowohl den Zugkraftverlauf als auch die maximale Reckung der Platine beeinflusst, dar. In [Vla09] sind beispielhaft drei Varianten von Formelementeverbunden untersucht worden, die jeweils in ihrer Anzahl an Formelementen variieren. Die Geometrievariante G1 besitzt jeweils vier Formelemente oben und vier Formelemente unten. Die Geometrievariante G2 entsprechend jeweils drei Formelemente und die Geometrievariante G3 jeweils zwei Formelemente (Abbildung 44).

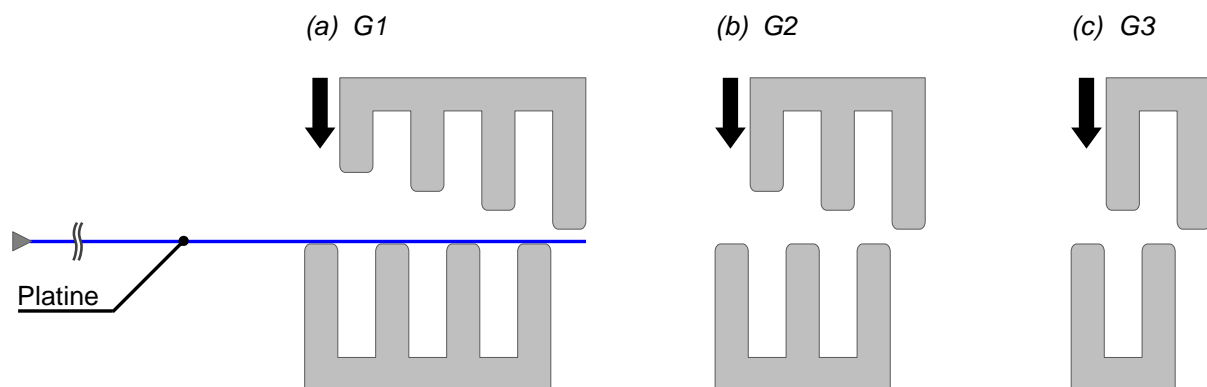


Abbildung 44: Geometrievarianten G1, G2, G3 nach [Vla08a, Vla08b, Vla08c, Vla09]

Das äußere Formelement dient bei allen drei Varianten als Abkantelement, d.h. der Platinenrand wird um den äußeren, relativ kleinen Formradius des unteren Formelements abgekantet und wandert mit fortschreitender Prozesszeit nur langsam in den Formelementeverbund hinein. Die jeweils innenliegenden, benachbarten Formelemente des oberen Verbundes dienen als sog. Zuelemente, wobei lediglich das zur aktuellen Eingriffstiefe innen liegende Formelement, welches sich im Eingriff mit der Platine befindet, als Zuelement gilt. In Abbildung 45 ist dies am

Beispiel der Geometrievariante G1 schematisch dargestellt. Zunächst wird die Platine durch das äußere Formelement abkantet (Abbildung 45a). Durch das Schließen des Werkzeuges kommt das erste Zugelement in Kontakt mit der Platine, wodurch der Reckvorgang initialisiert wird (Abbildung 45b). Mit fortschreitender Eingriffstiefe wird die Funktion des Zugelements an das benachbarte, innenliegende Formelement übertragen, bis schließlich das innenliegende Formelement die Reckfunktion übernimmt (vgl. Abbildung 45c-d).

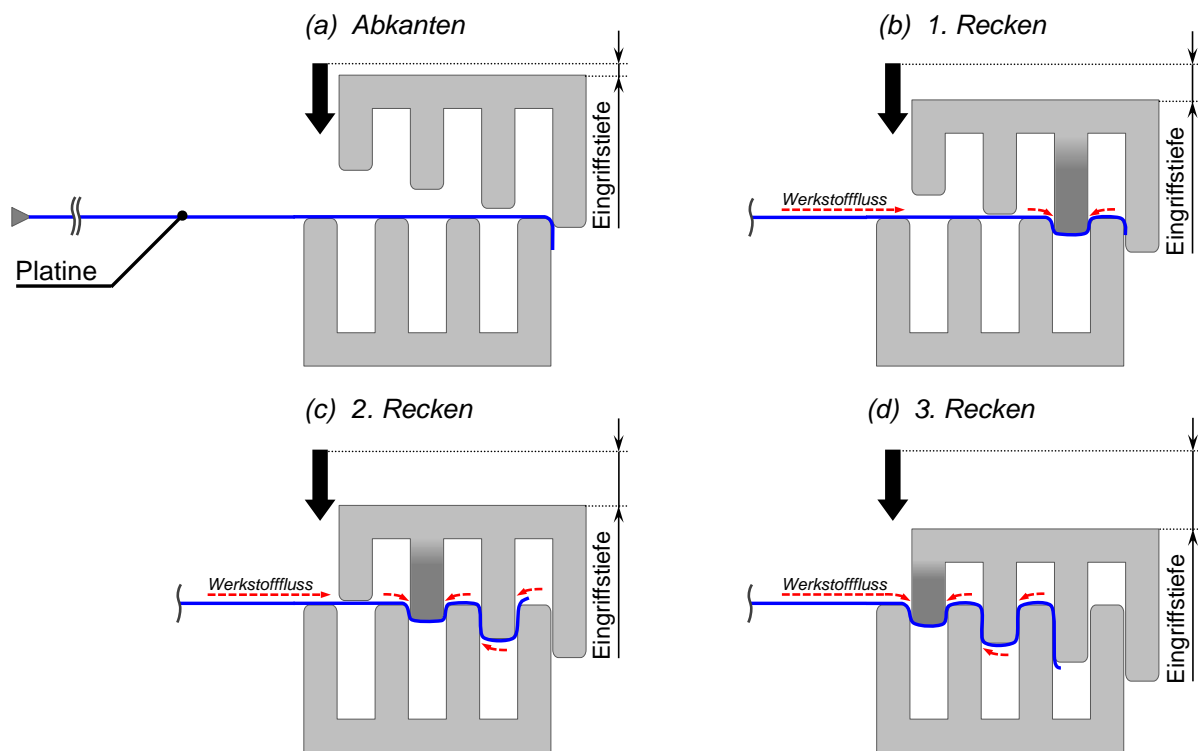


Abbildung 45: Werkstofffluss während des SCS-Prozesses unter Verwendung der Geometrievariante G1

Für die Geometrievariante G2 gilt analog hierzu dasselbe Prinzip, wobei durch die Einsparung eines Form- bzw. Zugelements die Formradien bzw. die Reibverhältnisse angepasst werden müssen, um dieselbe Reckung zu realisieren wie bei Geometrievariante G1. Die Geometrievariante G3 stellt in diesem Zusammenhang eine Ausnahme dar, da sie lediglich ein Formelement, welches als Zugelement fungiert, besitzt. Dieses Prinzip wird nach [Vla09] als singuläres Funktionsprinzip beschrieben, während die Geometrievarianten G1 und G2 dem kumulativen Funktionsprinzip unterliegen.

Beim kumulativen Funktionsprinzip (Geometrievarianten G1 und G2) wird die Zugkraft durch mehrere nacheinander sequentiell eingreifende Formelemente stufenweise induziert (Abbildung 45). Dadurch kann stufenweise eine sehr hohe Zugkraft aufgebaut werden ohne die Gefahr einer Spannungslokalisierung innerhalb des Formelementeverbundes, welche zu einem Versagen der Platine führen kann. Dies wird durch entsprechend große Formradien realisiert, sodass die Zugkraft allmählich auf das erforderliche Niveau angehoben wird. Nachteilig hierbei ist jedoch der erhöhte Materialbedarf zu erwähnen. Beim singulären Funktionsprinzip (Geometrievariante G3) muss die Zugspannung sehr rasch aufgebaut, da lediglich ein Zugelement

für den Reckvorgang zur Verfügung steht. Dies wird durch entsprechend kleine Formradien realisiert. Entsprechend geringer fällt der Materialbedarf sowohl für die Platine als auch für die Herstellung des Werkzeuges aus, wodurch dessen Kosten reduziert werden können. Aufgrund der stark lokalisierenden Spannungen im Zugelement sind Werkstoffe mit niedriger Duktilität jedoch nur bedingt einsetzbar [Vla09].

Die Dimensionierung der Formradien an den Formelementen stellt einen weiteren, entscheidenden Einflussfaktor für die Funktion der SCS-Technologie dar. Die für das Recken der Platine nötige Zugkraftinduktion wird durch Biege- und Reibungsvorgänge an den Formradien initiiert. Da die Biegespannung direkt vom Biegeradius abhängt, spielt die geometrische Auslegung der Formradien eine primäre Rolle. Da beim Ziehen eines Blechstreifens bzw. einer Platine über eine Ziehkante respektive einem Formradius sowohl Biege- als auch Reibungsvorgänge in einem engen Zusammenhang stehen, muss bei der Dimensionierung der Formradien auch der Reibungsanteil an der Zugkraftinduktion berücksichtigt werden. Betrachtet man zunächst die Biegespannung am Formradius, so kann festgehalten werden, dass mit kleiner werdendem Radius die Dehnung an der äußeren Faser zunimmt und demnach der Biegespannungsanteil ansteigt. Betrachtet man hingegen den Reibungsanteil, welcher direkt von der Reibungsfläche abhängt, so kann festgehalten werden, dass mit größer werdendem Formradius die Reibungsfläche zunimmt und demnach auch der reibungsinduzierte Spannungsanteil ansteigt [Vla09]. Nach [Far02] verhält sich die Biegekraft umgekehrt proportional zum Biegeradius, d.h. mit zunehmendem Radius sinkt der Biegespannungsanteil deutlich, während der Reibungsanteil nur moderat zunimmt (Abbildung 46).

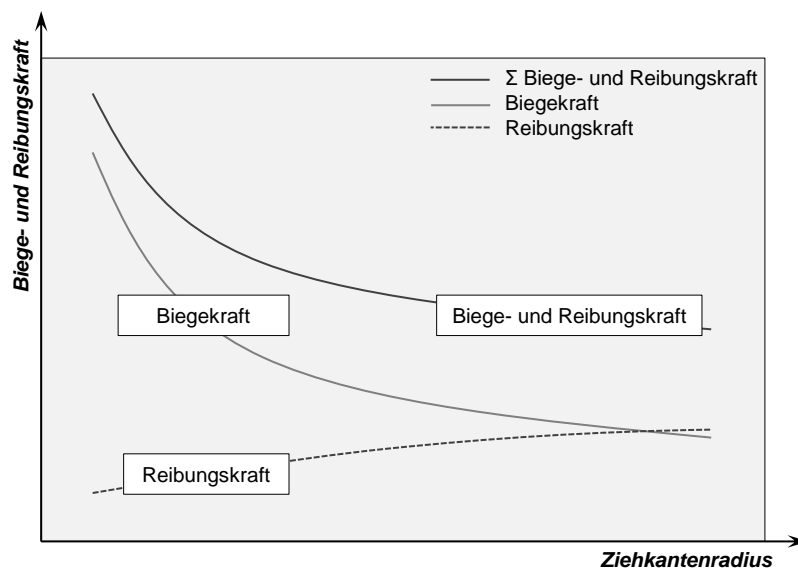


Abbildung 46: Qualitativer Verlauf der Biege- und Reibungskraft beim Ziehen eines Blechstreifens über eine Ziehkante in Abhängigkeit vom Matrizenradius nach [Far02]

In [Vla09] wurde exemplarisch für einen weichen Tiefziehstahl der Güte DC04 mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=0,75\text{mm}$ die Zugspannungserhöhung im Blechquerschnitt nach dem in [Sto88] beschriebenen Ansatz mathematisch ermittelt. Hierfür wurden die Zugspannung am

Radiuseinlauf σ_0 sowie am Radiusauslauf σ_z berechnet und in Abhängigkeit vom Ziehkantenradius r_{zk} ein Verstärkungsfaktor ermittelt, der sich aus der Summe der Biege- und Reibungsanteile am Radius ergibt. In Abhängigkeit von der Umformgeschichte am Radiuseinlauf konnte ein Verstärkungsfaktor für die Zugkraft bzw. Zugspannung σ_z ermittelt werden, welcher nach [Vla08a, Vla08b, Vla09] mit größer werdendem Radius sinkt (Abbildung 47).

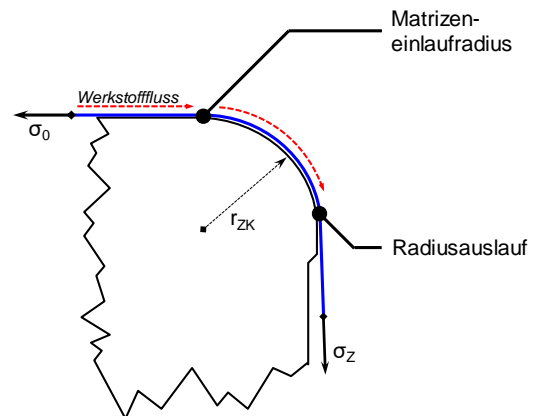
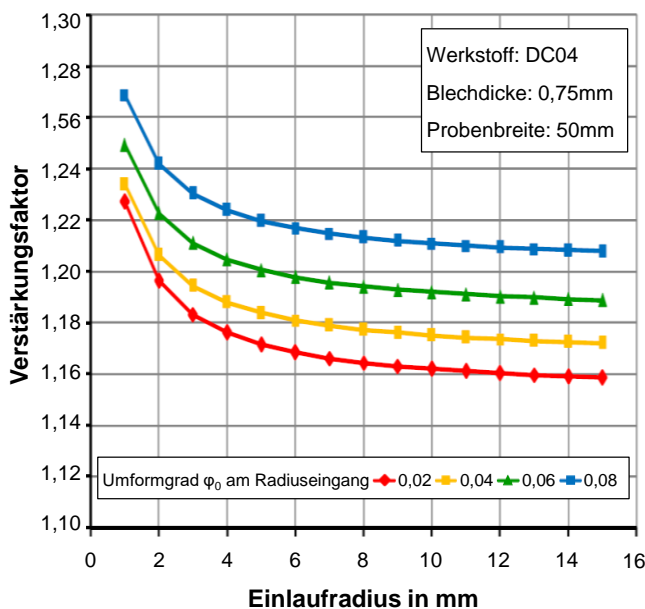


Abbildung 47: Verstärkungseffekt beim Biegen eines Blechstreifens über eine Ziehkante in Abhängigkeit vom Einlauffradius [Vla09]

Wie aus Abbildung 47 deutlich hervorgeht, sinkt der Verstärkungsfaktor der Zugspannung mit zunehmendem Einlauffradius rapide und konvergiert dann asymptotisch gegen einen Grenzwert. Für den in [Vla09] betrachteten Fall ergeben sich ab einem Einlauffradius von $R \geq 10$ mm keine weiteren nennenswerten Veränderungen, sodass für eine effiziente Radiendimensionierung an den Formelementen diese einen Wert von $R = 1 \dots 10$ mm einnehmen. Betrachtet man die Formradien aller Formelemente innerhalb eines Formelementverbundes, so ergibt sich nach [Vla09] auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse eine recht hohe Anzahl an Variationsmöglichkeiten zur Steuerung der Zugkraftinduktion und damit zur Steuerung des Reckvorgangs.

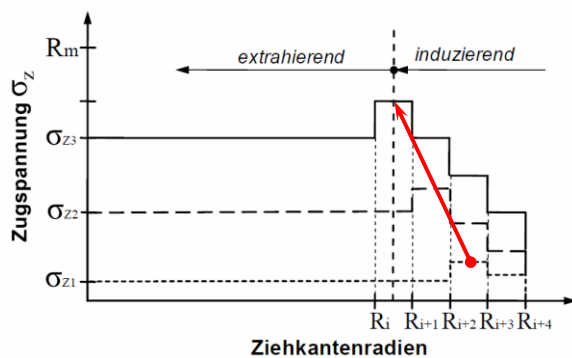
Der geometrische Einfluss gekrümmter Formelemente und deren Abstand zueinander wurden im Rahmen der Arbeit von [Vla09] nicht näher betrachtet. Ebenso wurden die Einflüsse des tribologischen Systems auf den SCS-Prozess nur in Grundzügen untersucht. Daher sind diese Einflussgrößen Inhalt der hier vorliegenden Arbeit und werden zu einem späteren Zeitpunkt näher betrachtet.

3.1.2 Verfahrensgrenzen der SCS-Technologie

Die SCS-Technologie verfolgt ein Recken der Platine durch Zugkraftinduktion innerhalb des Formelementverbundes. Entsprechend dieser maximal induzierten Zugkraft kann die Versagensgrenze ermittelt bzw. festgelegt werden. Diese ist Abhängig vom eingesetzten Blechwerkstoff und der sich daraus ergebenden Zugfestigkeit R_m [Vla09].

Betrachtet man die Zugkraftinduktion entlang der Blechabwicklung und in Abhängigkeit von der Ziehtiefe, so kann beim kumulativen Funktionsprinzip (vgl. Kapitel 3.1.1) festgestellt werden, dass mit zunehmender Eingriffstiefe das aktuelle Spannungsmaximum mit dem aktuell in Eingriff befindlichen Formelement, welches als Zugelement fungiert, nach innen wandert. In Abbildung 48a ist dieser Sachverhalt quantitativ dargestellt. Das Spannungsmaximum σ_{Z1} liegt zum Eingriffszeitpunkt 1 zwischen den Ziehkantenradien R_{i+2} und R_{i+3} . Mit zunehmender Eingriffstiefe zum Zeitpunkt 2 bzw. 3 wandert das Spannungsmaximum in den Platinenbereich, der jeweils mit dem inneren Formelement in Kontakt steht [Vla08a, Vla09]. Beim singulären Funktionsprinzip hingegen wird die Zugkraft ausschließlich durch ein Formelement bzw. Zugelement induziert. Das Spannungsmaximum liegt stets am inneren Formelement vor, steigt jedoch mit zunehmender Eingriffstiefe bis zum Maximum stetig an (Abbildung 48b).

(a) Geometrievariante G2



(b) Geometrievariante G3

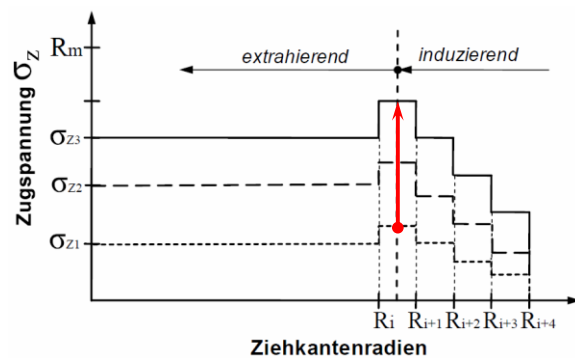


Abbildung 48: Zugkraftverlauf beim kumulativen Funktionsprinzip (a) und beim singulären Funktionsprinzip (b) in Abhängigkeit von der Eingriffstiefe nach [Vla09]

Der Spannungsverlauf variiert entlang der Abwicklungslänge der Platine bzw. des Blechstreifens. Entsprechend der Zugkraft in einem bestimmten Blechabschnitt kann die Verfahrensgrenze hinsichtlich der werkstoffbedingten Zugfestigkeit R_m ermittelt werden. Entsprechend den Zugkraftverläufen in Abbildung 48a bzw. Abbildung 48b liegt jeweils das Spannungsmaximum unterhalb der Zugfestigkeit R_m des eingesetzten Werkstoffs. Führt die Wahl der Formradien zu einer derart hohen Zugkraftinduktion während des Eingriffs eines Zugelements, dass die Zugfestigkeit R_m lokal überschritten wird, dann kommt es zum lokalen Einschnüren der Platine innerhalb des Formelementeverbundes und entsprechend zum Versagen. Entsprechend der Radienkonstellation innerhalb des Formelementeverbundes kann die maximal zulässige Zugkraft in verschiedenen Bereichen der Platine zum Überschreiten der Zugfestigkeit R_m führen (vgl. Abbildung 49).

Bei einer optimierten Auslegung der Formelementegeometrie wird eine möglichst hohe Zugspannung im Einlaufbereich des aktuell im Eingriff befindlichen Formelements angestrebt. Ehe die Zugfestigkeit R_m überschritten wird, muss das benachbarte Formelement aufgrund der fortschreitenden Eingriffstiefe die Zugfunktion übernehmen, sodass das Spannungsmaximum in einem noch unkritischen Bereich nach innen wandert. Die Zugfestigkeit R_m darf bis zum Ende des gesamten Prozesses in keinem der in Abbildung 49 als kritisch dargestellten Bereiche überschritten werden.

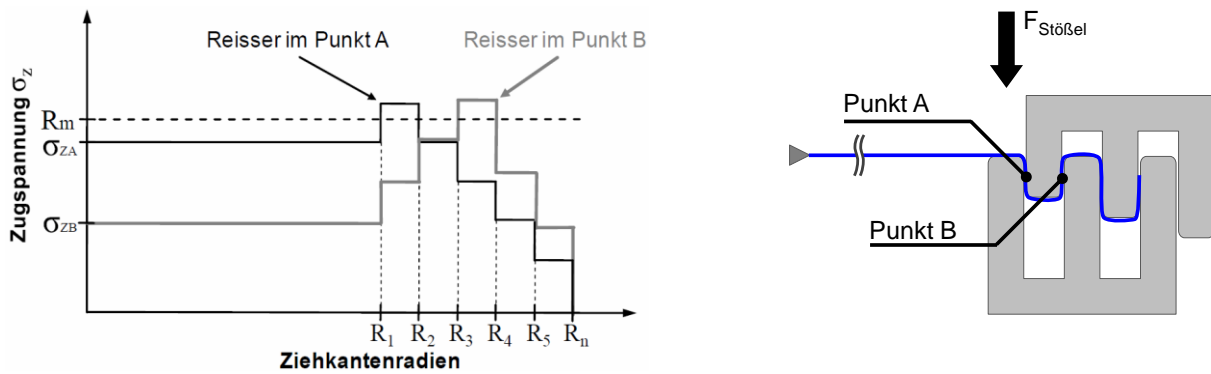


Abbildung 49: Zugkraftverlauf beim Versagen der Platine in Punkt A bzw. Punkt B unter Verwendung des kumulativen Funktionsprinzips nach [Vla09]

Bei optimierter Auslegung der Formelementengeometrie bei gleichzeitig erhöhter Platinenlänge, kann dieser Versagensmechanismus dennoch auftreten. Dies ist dann der Fall, wenn aufgrund der Platinenlänge die Zugkraftinduktion über eine derart lange Eingriffstiefe lokal aufrechterhalten wird, dass die Zugfestigkeit R_m überschritten wird, ehe das nächste Formelement die Zugfunktion übernimmt [Vla09].

3.1.3 Experimenteller Nachweis der Funktion

Auf Basis der vorgestellten Methodik und des zugrundeliegenden Reckmechanismus wurde eine Versuchsvorrichtung entwickelt und aufgebaut, mit der die Möglichkeit besteht, Blechstreifen unter Verwendung verschiedener Formelementengeometrien zu recken. Im Rahmen dieser Grundlagenuntersuchungen wurden die in Kapitel 3.1.1 vorgestellten Geometrievarianten G1, G2 und G3 im Laborbetrieb verwendet und anhand von Experimenten deren Funktion geprüft [Vla09]. In Abbildung 50 ist die Versuchsvorrichtung unter Verwendung der Geometrievariante G1 dargestellt.

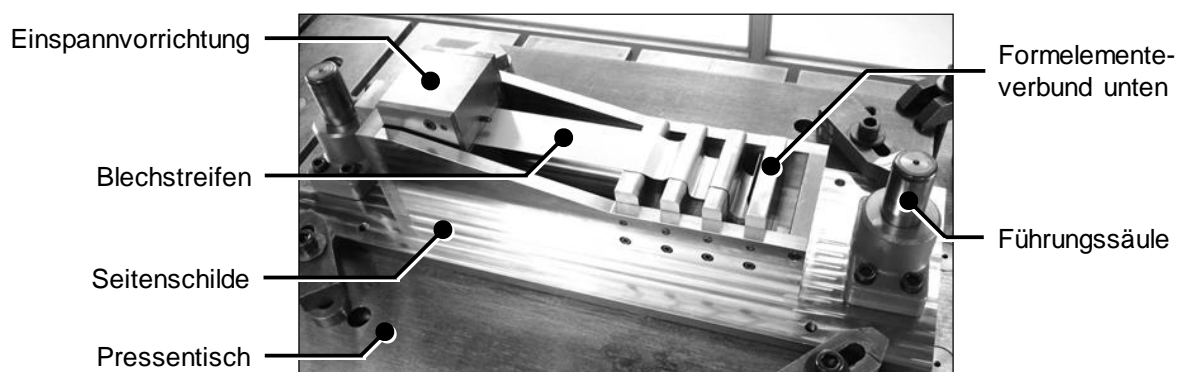


Abbildung 50: Versuchsvorrichtung unter Verwendung des Formelementeverbundes mit der Geometrievariante G1 nach [Vla08c, Vla09]

Die Versuchsvorrichtung ist derart aufgebaut, dass ein Austausch der Formelementeverbunde leicht möglich ist und dadurch ein Vergleich experimentell ermittelter Ergebnisse unterschiedlicher Geometrievarianten untereinander möglich ist. Die Einspannvorrichtung ist mit einer Kraftmessdose ausgestattet, welche die In-situ-Erfassung der induzierten Zugkraft während des

Umformprozesses erlaubt. Die ermittelten Zugkraftverläufe und die sich ergebenden Umformgrade im Blechstreifen dienten als Vergleichsgröße für eine simulative Nachbildung des SCS-Prozesses [Vla07c, Vla07d, Vla08c, Vla09]. Im Rahmen der Untersuchungen wurden der Zugkraftverlauf sowie die Vergleichsformänderung über der Eingriffstiefe gemessen und die Ergebnisse den FEM Simulationen gegenübergestellt. Diese Untersuchungen wurden für die bereits vorgestellten Geometrievarianten G1, G2 und G3 durchgeführt. Die entsprechenden Ergebnisse sind in Abbildung 51 zusammengefasst.

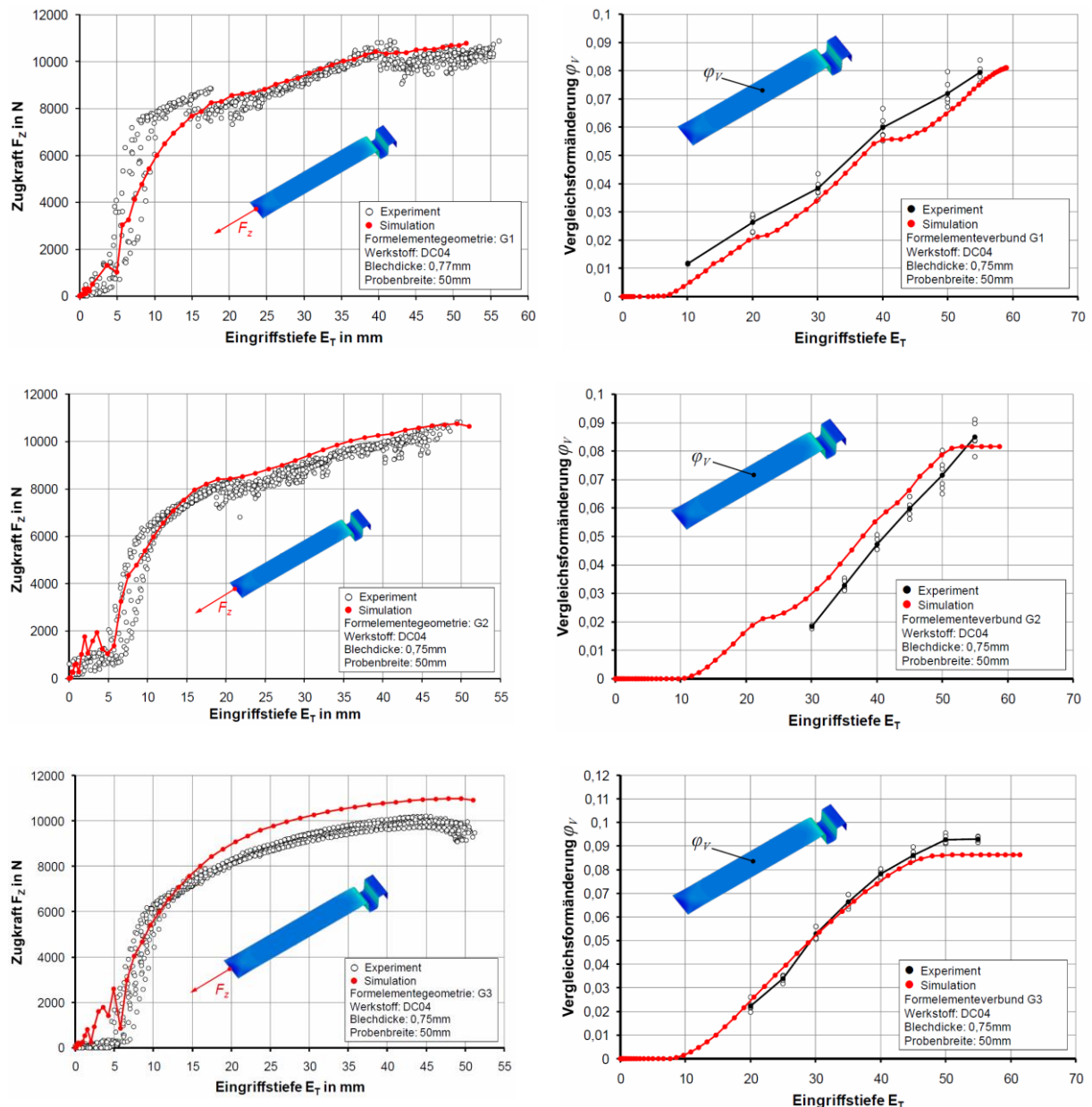


Abbildung 51: Zugkraftverlauf und Umformgrad über der Eingriffstiefe für die Geometrievarianten G1, G2 und G3 [Vla09]

Anhand der Zugkraft- und der Formänderungsverläufe für die Geometrievarianten G1 und G2 lässt sich die kumulative Spannungsinduktion an der Diskontinuität der Kurven erkennen. Der

Zugkraftverlauf sowie der Umformgrad über der Ziehtiefe für die Geometrievariante G3 zeigen aufgrund nur eines Zugelementes einen stetigen Kurvenverlauf [Vla09]. Dies beruht auf das bereits vorgestellte singuläre Prinzip der Spannungsinduktion durch ein einziges Formelement, welches gleichzeitig als Zugelement fungiert (vgl. Kapitel 3.1.1).

3.1.4 Seriennahes Werkzeug auf Basis der SCS-Technologie

Die in [Vla09] vorgestellte SCS-Technologie erlaubt ein ebenes Recken von Platinen infolge von Reibungs- und Biegungsvorgängen am Platinenrand. Eine nachfolgende Tiefziehopration zur Herstellung eines Blechformteils, z.B. einer Außenhautbeplankung für die Automobilindustrie, wird aufgrund der erhöhten Dehnung und der damit erfolgten Kaltverfestigung zu einer verbesserten Beulfestigkeit führen (vgl. Kapitel 2.5.2). Das Ziel heutiger Werkzeugentwicklungen liegt jedoch in der Reduzierung der Umformstufen, um möglichst wirtschaftlich und effizient Blechformteile herstellen zu können. Vor diesem Hintergrund wurde in [Vla07d, Vla08a, Vla08c, Vla09] eine Kombination des ebenen Reckens auf Basis der SCS-Technologie mit einer nachfolgenden Tiefziehopration im selben Werkzeug vorgestellt (Abbildung 52).

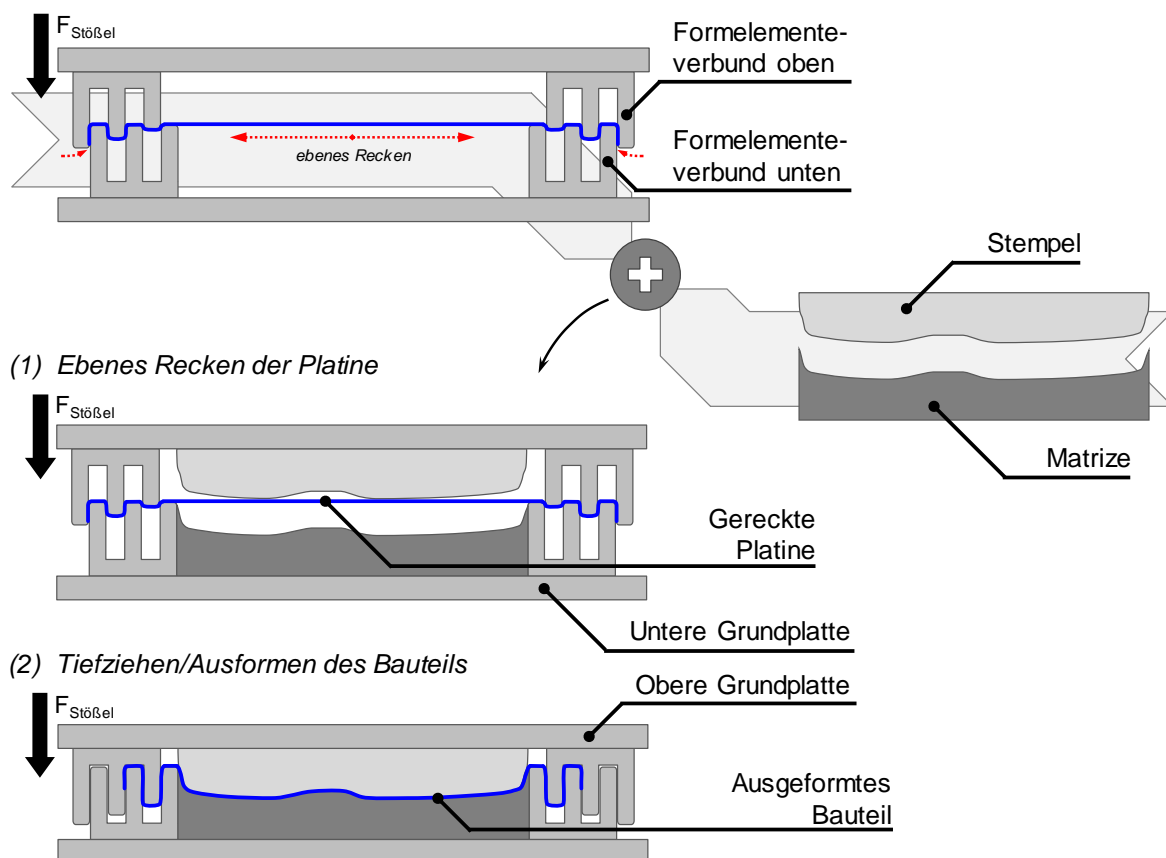


Abbildung 52: Kombination des SCS-Prinzips mit formgebenden Werkzeugelementen zur Herstellung eines Blechformteils nach [Vla09]

Das Grundkonzept dieses Werkzeuges basiert auf den in Kapitel 3.1.1 vorgestellten Formelementeverbunden. Diese werden gespiegelt und gegenüberliegend voneinander angeordnet, so-

dass beim Schließen des Werkzeuges die Platine an ihren Rändern in bekannter Weise umgeformt und aus der Mitte heraus gereckt wird [Vla09]. Die Formelementeverbunde können hierbei in einem variablen Abstand zueinander positioniert werden, sodass ein Stempel und die korrespondierende Matrize zur Herstellung eines bestimmten Blechformteils exakt in den sich ergebenden Einbauraum eingesetzt werden können. Aus technologischer Sicht besteht nach [Vla09] keine Einschränkung für die zu realisierende Bauteilgröße. Die Platine wird auch bei diesem Werkzeugaufbau zunächst eben gereckt (Abbildung 52 - 1), ehe durch weiteres Schließen des Werkzeuges der mittig angeordnete Stempel Kontakt zur Platine erhält und diese bis zum endgültigen Schließen des Werkzeuges ausformt (Abbildung 52 - 2). Betrachtet man die in Abbildung 51 dargestellten Zugkraftverläufe über der Eingriffstiefe der Formelementeverbunde, so erkennt man, dass auch nach Beendigung des Reckens die Zugkraft weiterhin auf einem hohen Niveau verbleibt. Dieser Effekt kann für den Tiefziehvorgang (vgl. Abbildung 52 - 2) genutzt werden, um die hierfür nötige Rückhalterkraft aufzubringen. Die Rückhaltung des Werkstoffs ist maßgeblich für die Vermeidung von Falten verantwortlich [Lan90] und ist daher von entscheidender Bedeutung für die Funktionalität des SCS-Prinzips in Kombination mit einem nachfolgenden Tiefziehen. Im Umkehrschluss kann aufgrund der hohen Zugkräfte gänzlich auf einen Blechhalter verzichtet werden, welcher beim konventionellen Tiefziehen für die nötige Rückhaltung sorgt [Vla08c, Vla09].

Für die Umsetzung des in Abbildung 52 - 2 dargestellten Tiefziehvorgangs in Kombination mit dem durch die SCS-Technologie vorgelagerten Recken der Platine muss die Funktion der Formelementeverbunde während des Tiefziehvorgangs genauer betrachtet werden. Eine Anordnung der Formelemente, wie sie in Abbildung 52 und Abbildung 53a dargestellt ist, erlaubt ein uniaxiales Recken der Platine mit anschließendem Tiefziehen. Für den Tiefziehvorgang können aufgrund der Anordnung der Formelemente die nötigen Rückhalterkräfte lediglich in Zugrichtung aufgebracht werden. Beim Tiefziehen sind jedoch umlaufend unterschiedlich hohe Rückhalterkräfte entlang der Bauteilkontur erforderlich, um auch in den Eckbereichen die Faltenbildung zu unterbinden. Hierfür kann eine umlaufende Anordnung der Formelementeverbunde als Werkzeuglayout eines SCS-basierten Werkzeuges gewählt werden (Abbildung 53b). Eine derartige Anordnung der Formelementeverbunde erlaubt die Aufrechterhaltung der Rückhalterkräfte sowohl in Zug- als auch in Querrichtung hierzu und ermöglicht ein kontrolliertes Einfließen des Blechwerkstoffs in die Matrize. Eine derartige Funktionsweise der Formelementeverbunde führt beim ersten Prozessschritt, dem Recken der Platine, jedoch zu einer biaxialen Reckung. Aufgrund der höheren Fließspannung bei biaxialer im Vergleich zur uniaxialen Zugbeanspruchung, sind die für das Recken der Platine erforderlichen Zugkräfte beim biaxialen Recken deutlich höher als beim uniaxialen Recken. Eine biaxiale Lasteinleitung erfordert demnach eine größere Anzahl an Formelementeverbunden, wodurch auch eine größere Eingriffsfläche erforderlich ist und dadurch die Größe der Platine zunimmt. Weiterhin wird aufgrund der Blechverdünnung beim biaxialen Recken das Restumformvermögen reduziert, sodass der Arbeitsbereich für den anschließenden Tiefziehprozess deutlich sinkt. Für das SCS-Verfahren erscheint ein biaxiales Recken vor dem Tiefziehprozess daher als ungeeignet [Vla09].

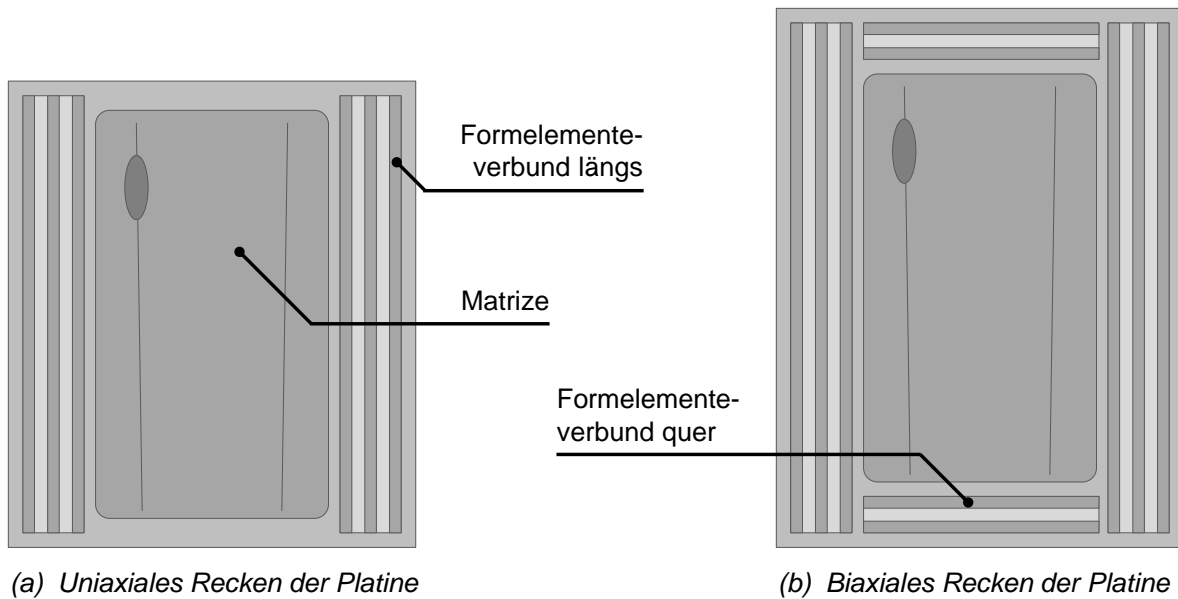


Abbildung 53: Konzeptionelle Anordnung der Formelementverbunde zum uniaxialen (a) bzw. zum biaxialen (b) Recken der Platine nach [Vla09]

Um dennoch eine umlaufende Rückhaltung der Platine während des Tiefziehvorgangs zu realisieren und die genannten Nachteile des biaxialen Reckens im ersten Prozessschritt zu vermeiden, können die Formelementverbunde entsprechend den in Kapitel 3.1.1 dargelegten Variationsmöglichkeiten angepasst werden (vgl. Abbildung 43 und Abbildung 44). Hierbei können beispielsweise die quer angeordneten Formelementverbunde eine geringere Anzahl an Formelementen als die in Zugrichtung aufweisen und gleichzeitig deren Höhe an den Tiefziehprozess angepasst werden. Dadurch sind während des Reckens lediglich die längs angeordneten Formelementverbunde in Eingriff mit der Platine, sodass ein uniaxiales Recken realisiert wird. Sobald der Stempel in den Prozess durch dessen Kontakt mit der Platine eingreift, kommen die quer angeordneten Formelementverbunde ebenfalls in Eingriff mit der zuvor gereckten Platine. Der Reckvorgang ist damit unterbrochen und alle Formelementverbunde übernehmen die Funktion der Rückhaltung des Blechwerkstoffs, sodass ein kontrolliertes Einfließen in die Matrize ermöglicht wird. Der Höhenunterschied zwischen den längs angeordneten Formelementverbunden und dem Stempel dient hierbei als Stellgröße für die Unterbrechung der Zugkraftinduktion und kann entsprechend des im ausgeformten Bauteil gewünschten Umformgrades angepasst werden. Dies kann z.B. durch Unterlegen mit Platten erfolgen. Die Gesamthöhe der oberen Formelementverbunde in Kombination mit dem Höhenunterschied zum Stempel kann ebenfalls hierfür ein Stellglied sein und gleichzeitig die maximale Eingriffstiefe und damit die Gesamthöhe des Werkzeuges beeinflussen. Eine weitere, deutlich praktikablere Möglichkeit den Umformgrad im finalen Bauteil festzulegen, besteht in der Anpassung der Platinenabmessungen (vgl. Kapitel 3.1.2). Durch Anpassung der Platinenabmessung in Zugrichtung kann der Reckvorgang früher bzw. später unterbrochen werden, wodurch unterschiedliche Umformgrade realisiert werden können [Vla08c, Vla09].

Auf Basis des in Abbildung 53b dargestellten Funktionsprinzips wurde ein auf die SCS-Technologie basierendes Werkzeugkonzept zum kombinierten Recken und Tiefziehen einer seriennahen Türbeplankung entwickelt. Der Prozess entspricht hierbei dem in Abbildung 52 bereits vorgestellten Ablauf des uniaxialen Reckens mit anschließendem Ausformen der Türbeplankung. Für das Recken der Platine wurde die Geometrievariante G2 ausgewählt, um die zahlreichen Erfahrungen aus den Grundlagenuntersuchungen in den Entwicklungsprozess mit einfließen zu lassen. Um eine Faltenbildung während der Tiefziehphase zu unterbinden sind quer angeordnete Formelemente vorgesehen, die ein Abkanten der Platine in Querrichtung ermöglichen und eine Rückhaltekräft für den Tiefziehprozess induzieren (Abbildung 54).

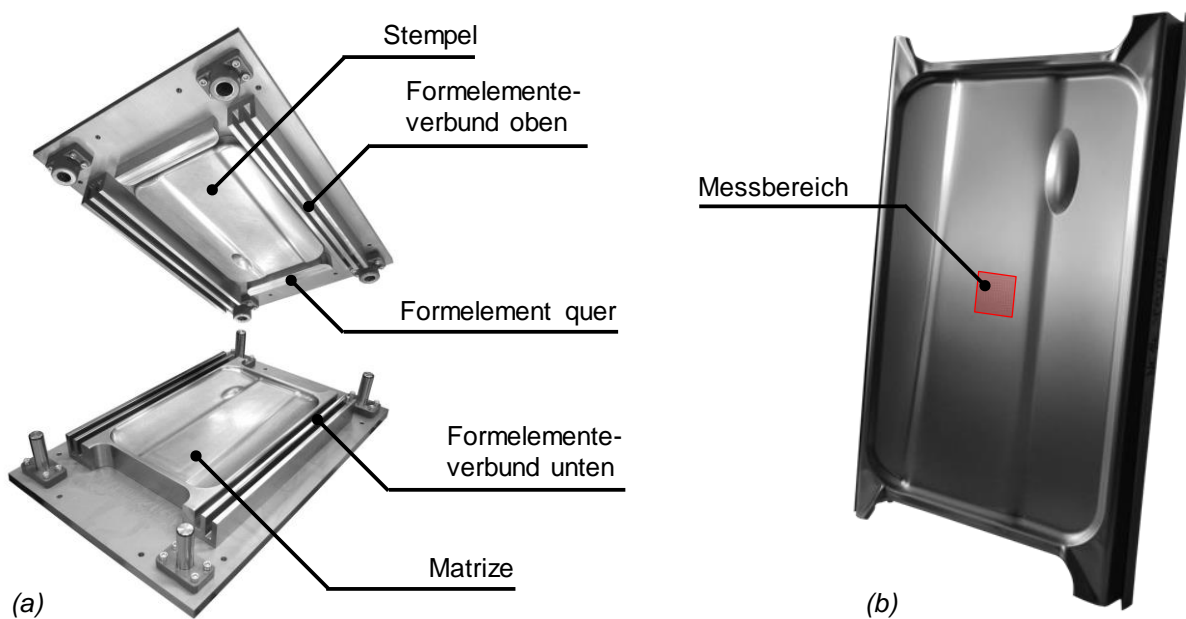


Abbildung 54: Werkzeugaufbau für das SCS-Verfahren (a) zur Herstellung einer seriennahen Türbeplankung (b) [V1a08c, V1a09]

Zur Herstellung der Türbeplankungen wurde ein weicher Tiefziehstahl der Güte DC04 mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=0,75\text{mm}$ verwendet. Die mittels dieses SCS-Werkzeuges hergestellten Türbeplankungen wurden hinsichtlich des maximal erreichten Umformgrades in der Bauteilmitte untersucht und es konnte eine direkte Anhängigkeit zwischen den verwendeten Platinenabmessungen und des erreichten Umformgrades nachgewiesen werden. Die Platinenlänge wurde mit $l_0=735\text{mm}$ konstant gehalten, während die Platinenbreite in den Grenzen zwischen $b_0=710\dots735\text{mm}$ variiert wurde. Messtechnisch konnten in der Bauteilmitte Umformgrade zwischen $\varphi_1\approx 0,005\dots 0,07$ realisiert werden. Daher sind nach [V1a09] auf Basis der in Kapitel 2.5.2 vorgestellten Erkenntnisse erhöhte Beulfestigkeiten trotz leicht abnehmender Bauteildicke für derart hergestellte Bauteile zu erwarten.

3.1.5 Bewertung des Materialnutzungsgrades

Im Rahmen der in [V1a09] beschriebenen Simulationsstudien zur Optimierung des SCS-Prozesses wurde die in Kapitel 3.1.4 vorgestellte Türbeplankung für eine Vergleichsstudie zur eingesetzten Platinengröße herangezogen. Hierfür wurden mittels FEM-Simulationen zunächst

der Umformprozess durch Anwendung der SCS-Technologie und anschließend der konventionelle Umformprozess durch Tiefziehen betrachtet. Hierfür wurden die Bauteilgeometrie übernommen und die Formelementeverbunde, welche die Matrize umranden, durch eine Neukonstruktion eines konventionellen Blechhalters substituiert. Die Platinenabmessungen für das konventionelle Tiefziehen dieser Türbeplankung wurden auf ein Minimum reduziert, sodass mit einer angepassten Blechhalterkraft ein virtuelles Gutteil erzielt werden konnte. Die in diesem Fall anfallende Flanschfläche wurde als Abfallanteil deklariert und betrug im Rahmen dieser Simulationsstudie zwischen 25% und 30% der Ausgangsplatinenfläche. Der Abfallanteil beim Einsatz der SCS-Technologie betrug hingegen in Abhängigkeit von der Platinenbreite (vgl. Kapitel 3.1.4) zwischen 36% und 39%.

Bei SCS basierten Werkzeugen ist die Platinengröße stark vom realisierten Umformgrad und der Ziehtiefe des Bauteils abhängig. Weiterhin können mittels des SCS-Verfahrens Bauteile hergestellt werden, welche einen Umformgrad in der Bauteilmitte von bis zu $\varphi_1 \approx 0,07$ aufweisen, während die Simulationen der konventionell tiefgezogenen Bauteile signifikant geringere Umformgrade von $\varphi_1 \approx 0,01 \dots 0,02$ vorhersagen. Vor diesem Hintergrund ist ein objektiver Vergleich dieser zwei Umformverfahren nach [Vla09] kaum möglich.

Die für das konventionelle Tiefziehen entwickelte Werkzeuggeometrie basiert auf einem ebenen Blechhalter und derselben Werkzeugcharakteristik im Matrizeneinlaufbereich, wie dies beim SCS-Werkzeug der Fall ist. Die Ankonstruktion um die Bauteilgeometrie herum sowie ein der Bauteilkrümmung angepasster Blechhalter bilden jedoch im Werkzeugbau die Basis für ein effizientes Umformwerkzeug [Bir13]. Das in [Vla09] vorgestellte Tiefziehwerkzeug wird dieser Anforderung nicht gerecht, sodass der Vergleich der Platinengröße zum SCS-Werkzeug lediglich als ein sehr vereinfachter Ansatz verstanden werden kann. Eine konkrete Aussage über den Materialnutzungsgrad beim Einsatz des SCS-Verfahrens ist daher nur bedingt möglich und es muss daher bei jedem Bauteil explizit geprüft werden, inwieweit sich die Materialnutzung gegenüber dem konventionellen Tiefziehen negativ oder gar positiv auswirkt.

3.2 Bauteilanalyse und Fehlerdiagnose

Das in [Vla09] vorgestellte SCS-Verfahren und die damit hergestellten Türbeplankungen sind hinsichtlich deren Abformgenauigkeit, dem in der Bauteilmitte erreichten Umformgrad sowie der Reproduzierbarkeit des Umformprozesses selbst, untersucht worden. In Kapitel 3.1.4 wurde bereits auf die Problematik des unkontrollierten Blecheinlaufs während der Tiefziehphase quer zur Zugrichtung hingewiesen, falls in diesem Bereich durch entsprechende Werkzeugelemente keine Rückhaltekraft aufgebaut wird. Das in [Vla09] vorgestellte SCS-Werkzeug wurde mit einem quer angeordneten Formelement realisiert, um diesen ungünstigen Fall zu vermeiden. Dies wurde jedoch nur ansatzweise erreicht, sodass im Eckbereich trotz der Formelemente eine deutliche Faltenbildung sowie ein Versagen durch Reißer auftreten. Dieser als kritisch identifizierte Bauteilbereich liegt jedoch außerhalb der Bauteilkontur, sodass nach einer anschließenden Beschnittoperation das Bauteil als ein Gutteil zu bewerten wäre. Für einen Serienprozess sind sowohl die Faltenbildung als auch das Auftreten von Reißern, auch wenn sie im Abfallbereich liegen, nicht akzeptabel, sodass an dieser Stelle der kritische Bereich näher betrachtet wird. In Abbildung 55 ist der kritische Bereich markiert und deutlich erkennbar.

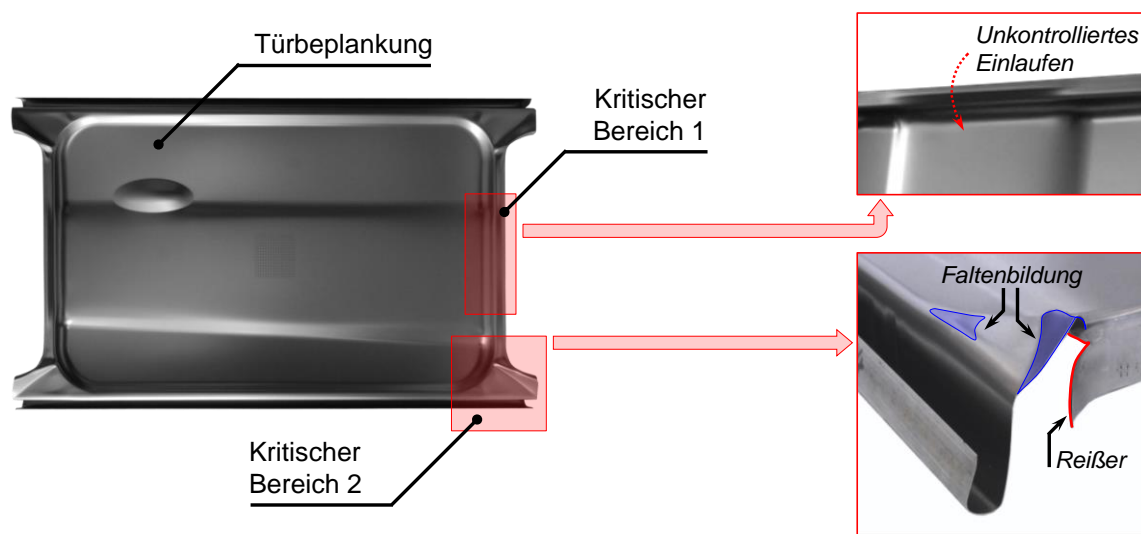


Abbildung 55: Identifizierung von Fehlern in den Ecken des SCS-Ziehteils

Die Türbeplankung in Abbildung 55 besitzt zwei kritische Zonen. Bereich 1 ist dadurch charakterisiert, dass trotz der quer angeordneten Formelemente ein unkontrolliertes Einlaufen des Blechwerkstoffs in die Matrize erfolgt. Bereich 2 liegt im Eckbereich des Bauteils und weist eine deutliche Faltenbildung auf sowie ein Versagen in Form von Reißern. Sowohl das unkontrollierte Einlaufen im Bereich 1 als auch die Falten- und Rissbildung im Bereich 2 entstehen während der Tiefziehphase. Im Bereich 1 ist die durch die quer angeordneten Formelemente aufbrachte Rückhaltekraft zu gering, sodass der Blechwerkstoff unkontrolliert einfließt und dadurch Oberflächenunruhen in der Bauteilzarge auftreten. Das Fehlerbild im Bereich 2 beruht einerseits auf den tangential wirkenden Spannungen in der Blechebene, welche aufgrund zu geringer Rückhaltekräfte die Faltenbildung auslösen, und andererseits auf den verhältnismäßig hohen Zugspannungen im Abkantbereich der quer angeordneten Formelemente. Deren Wirkung entfaltet sich hierbei derart hoch, dass sie die Zugfestigkeit R_m des Blechwerkstoffs überschreiten und es hierdurch zum Versagen durch Reißer kommt. Eine Optimierung des in Abbildung 53b bzw. Abbildung 54a umgesetzten Konzeptes zur Beeinflussung des Werkstoffflusses quer zur Zugrichtung erscheint für die Entwicklung weiterer auf die SCS-Technologie basierender Werkzeuge unumgänglich und ist daher Bestandteil dieser Arbeit.

4 Motivation und Zielsetzung der Arbeit

4.1 Motivation

Erhöhte Umweltauflagen zur Reduzierung des CO₂-Ausstoßes von Fahrzeugen auf der einen Seite und eine kundengetriebene stetig steigende Produktdiversifikation auf der anderen erhöhen den Kostendruck der Fahrzeughersteller zusehends. Um die geforderten Grenzwerte einzuhalten, sind Fahrzeughersteller gezwungen, neue Produktionsprozesse zu entwickeln und alternative Werkstoffe zu verarbeiten. Blechformteile für die Außenhaut der Fahrzeuge werden im Zuge dessen vermehrt aus Aluminiumgütern hergestellt. Der bereits angesprochene Kostendruck durch eine erhöhte Produktvielfalt aufgrund der Fahrzeugderivate wird durch die Verarbeitung von Aluminiumblechwerkstoffen nochmals verschärft. Dies begründet sich hauptsächlich in den erhöhten Fertigungskosten der notwendigen Umformwerkzeuge, die werkstoffbedingt deutlich komplexer konzipiert sind. Eine geringe Kaltverfestigung flacher Bauteile, sowie der Bedarf einer größeren Anzahl von Werkzeugen aufgrund der Teilevielfalt, unterstreichen schließlich die Notwendigkeit alternativer und kostengünstiger Werkzeugkonzepte.

Das Streckziehen stellt ein Verfahren dar, welches sowohl die Anforderungen an eine kostengünstige und gleichzeitig effiziente Alternative hinsichtlich einer verbesserten Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs erfüllt. Die Analyse des Standes der Technik zeigt jedoch, dass durch das Streckziehen vorwiegend konvexe Bauteilgeometrien realisiert werden können. Komplexe Bauteilformen, wie sie im Karosseriebau auftreten, sind nur durch zusätzliche Formgebungsschritte umsetzbar. Diese Verfahrenskombinationen erhöhen die Komplexität des Fertigungsprozesses, sodass sie bisher keinen Einzug in die Serienfertigung von Blechformteilen für die Automobilindustrie erhalten haben. Großflächige Außenhautbeplankungen werden daher weiterhin durch den Einsatz konventioneller Tiefziehwerkzeuge hergestellt.

Die in Kapitel 2.4 vorgestellte SCS-Technologie zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Feinblechwerkstoffen, verknüpft die Vorteile klassischer Tiefziehwerkzeuge mit den Vorteilen des Streckziehens auf einfache und effiziente Art und Weise. Durch den vorgelagerten Reckvorgang wird eine erhöhte Kaltverfestigung des Blechwerkstoffs erreicht, die sich positiv auf die Beuleigenschaften der hiermit hergestellten Bauteile auswirkt. Durch den einfachen Werkzeugaufbau und die Möglichkeit, diesen zu modularisieren, stellt das SCS-Verfahren eine kostengünstige Alternative dar. Die charakteristischen Formelementeverbunde, welche die Zugkraft während des Reckvorgangs induzieren, übernehmen während der Tiefziephase des Prozesses die Rückhaltefunktion, die in konventionellen Tiefziehwerkzeugen dem Blechhalter zugeschrieben wird. Das Verfahren kommt demnach ohne einen Blechhalter aus, wodurch der Einsatz auf einfachwirkenden Pressen ohne Zieheinrichtung möglich wird. Die realisierbaren Prozesszeiten sind daher mit denen konventioneller Verfahren voll vergleichbar.

Die Analyse des Verfahrens in Kapitel 3.1 und die entsprechende Bauteilanalyse und Fehlerdiagnose der hiermit hergestellten Musterbeplankungsteile in Kapitel 3.2 zeigen jedoch einen Optimierungs- und Weiterentwicklungsbedarf dieser noch jungen SCS-Technologie auf.

4.2 Zielsetzung der Arbeit

Das primäre Ziel dieser Arbeit liegt in der Optimierung und Weiterentwicklung der SCS-Technologie bzw. der Verfahrenskombination aus Streck- und Tiefziehen nach [Vla06b].

Im Rahmen der Arbeit sollen zunächst in Grundlagenuntersuchungen prozessspezifische sowohl geometrische als auch tribologische Größen, durch entsprechende Messreihen identifiziert und quantifiziert werden. Hierfür sollen entsprechende Laborprüfstände entwickelt und aufgebaut werden, die eine reproduzierbare Erfassung der relevanten Messgrößen erlauben.

Ferner sollen mithilfe der FEM-Prozesssimulation neue, noch zu entwickelnde Bauteilgeometrien und deren Umsetzung mittels der SCS-Technologie bewertet werden. Die entsprechenden Konzepte sollen unter Berücksichtigung der gewonnenen Erkenntnisse aus den Grundlagenuntersuchungen erarbeitet werden. Hierbei liegt ein wesentlicher Fokus auf der Anwendungserweiterung der Technologie durch Übertragung der Prozesskinematik auf einen Leichtbauwerkstoff.

Im Rahmen einer anschließenden experimentellen Untersuchung, soll der Funktionsnachweis der erarbeiteten und realisierten Werkzeugkonzepte erbracht werden. Die im Laborbetrieb hergestellten Bauteile sollen schließlich auf ihre mechanischen Bauteileigenschaften hin geprüft und bewertet werden.

Vor dem Hintergrund heutiger Anforderungen an Produktionsprozesse hinsichtlich Ressourcen- und Umweltschonung, soll das optimierte bzw. weiterentwickelte SCS-Verfahren abschließend einer energetischen Betrachtung unterzogen werden. Hierbei soll der zur Herstellung eines Bauteils nötige Energiebedarf in der Presse ermittelt und mit einem durch konventionelles Tiefziehen hergestellten Bauteil verglichen werden.

5 Grundlagenuntersuchungen zur Wirkungsweise der SCS-Technologie

Wie bereits in Kapitel 3.1.1 ausführlich erläutert, basiert das Funktionsprinzip der SCS-Technologie auf Biege- und Reibungsvorgänge am Platinenrand durch alternierend ineinandergreifende Formelementeverbunde. Um die Biege- und Reibungsvorgänge an den Formradien der Formelemente beschreiben zu können, wurden im Rahmen dieser Arbeit Grundlagenuntersuchungen zur Auswirkung dieser Größen auf den Formgebungsprozeß durchgeführt. Nachfolgend werden diese Untersuchungen und deren Ergebnisse näher erläutert. Auf Basis der neu gewonnenen Erkenntnisse soll anschließend die Übertragung der SCS-Technologie auf Aluminiumlegierungen erfolgen, um den Leichtbauanforderungen der Automobilindustrie gerecht zu werden.

5.1 Ermittlung des Biege- und Reibungsanteils an Formradien

Für die Auslegung der Formelemente an einem SCS-Werkzeug ist die Kenntnis der Wechselwirkung zwischen den Biege- und Reibungsvorgängen am Formradius von entscheidender Bedeutung. Hierbei ist in besonderem Maße die Abhängigkeit dieser beiden Größen vom Formradius und dessen Oberflächenbeschaffenheit zu erwähnen, da diese den SCS-Prozess maßgeblich beeinflussen. Zur Ermittlung dieser beiden Größen werden sowohl mathematische Modelle, als auch Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen herangezogen.

5.1.1 Modelle zur Beschreibung von Biege- und Reibungsvorgängen

In der Fachliteratur finden sich zahlreiche mathematische Ansätze hauptsächlich zur Beschreibung der Zugspannung im Blechquerschnitt beim Durchlaufen einer Ziehseckengeometrie [Fil04, San96, Cou03, Che98, Dua10, Wan82, Nin82, Sto88, Klu92]. Die Modelle berücksichtigen hierbei zahlreiche Faktoren, sodass diese teilweise sehr komplex werden können. Betrachtet man jedoch ausschließlich die Beanspruchungen beim Ziehen über einen Ziehkantenradius, kann nach [Fil04] die im Blechquerschnitt wirkende Zugspannung in drei Spannungsanteile zerlegt werden. Der Spannungsanteil σ_{AB} entsteht durch die Anbiegung der Platine am Radiusseinlauf, der Spannungsanteil σ_{SR} repräsentiert den Reibungsanteil entsprechend des Seilreibungsgesetzes nach Euler und Eytelwein (vgl. Kapitel 2.2.6) und der Spannungsanteil σ_{RB} entsteht durch die Rückbiegung des Blechs am Radiusauslauf. Unter den vereinfachten Annahmen eines idealplastischen Werkstoffverhaltens beim An- und Rückbiegen des Blechs sowie einer linearen Verfestigung und einer konstanten Flächenerpressung über dem Radiusverlauf ergeben diese Zugspannungsanteile in ihrer Summe die erzeugte Zugspannung σ_Z im Blechquerschnitt beim Ziehen über einen Ziehkantenradius r_{ZK} :

$$\sigma_Z = \sigma_{AB} + \sigma_{SR} + \sigma_{RB} \text{ bzw. } \sigma_Z = (\sigma_0 + \sigma_{AB})e^{\mu_{ZK}\alpha} + \sigma_{RB} \quad (37)$$

Für die einzelnen Spannungsanteile σ_{AB} , σ_{RB} sowie σ_{SR} gilt:

$$\sigma_{AB} = \sigma_{RB} = \frac{k_f \cdot s}{4(r_{ZK} + s/2)} \quad (38)$$

$$\sigma_{SR} = \sigma_0 \cdot e^{\mu_{ZK}\alpha} \quad (39)$$

Die Zugspannungsanteile für die An- und Rückbiegung der Platine werden in (38) als äquivalent angenommen. Mithilfe der Eingangszugspannung σ_0 am Radiuseinlauf kann die Zugspannung σ_Z zusammengefasst werden zu:

$$\sigma_Z = \left(\sigma_0 + \frac{k_f \cdot s}{4(r_{ZK} + s/2)} \right) e^{\mu_{ZK} \cdot \alpha} + \frac{k_f \cdot s}{4(r_{ZK} + s/2)} \quad (40)$$

Dieser einfache Ansatz unterliegt den bereits genannten Vereinfachungen und ist nur dann gültig, wenn die Platine mit der Blechdicke s nahezu vollständig am Ziehkantenradius r_{ZK} anliegt. In diesem Fall gilt für den Umschlingungswinkel $\alpha \approx \pi/2$ (vgl. Abbildung 56). Hierbei gilt grundsätzlich $\sigma_Z > \sigma_0$.

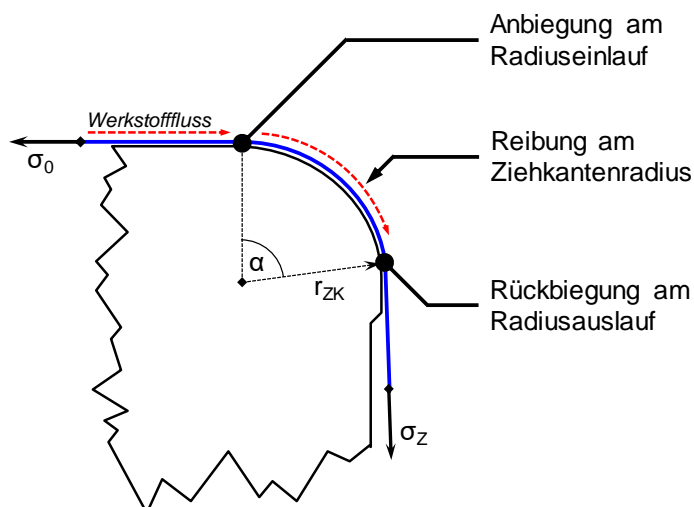


Abbildung 56: Spannungsanteile im Bauteil beim Durchlaufen eines Ziehkantenradius

In der Theorie lassen sich somit die Spannungsanteile von Biegung und Reibung an der Gesamtzugspannung bzw. der wirkenden Zugkraft bestimmen [Lan90]. Der Fokus dieser Arbeit liegt jedoch in der messtechnischen Erfassung der entsprechenden Größen durch experimentelle Untersuchungen, sodass an dieser Stelle auf die bereits erwähnte, weiterführende Literatur verwiesen wird.

5.1.2 Prüfstände zur Ermittlung von Biege- und Reibungskenngrößen

Wie bereits in den vorangegangenen Abschnitten beschrieben, sind für Blechumformprozesse die an der Ziehkante entstehenden bzw. wirkenden Kräfte, respektive Spannungen im Bauteil, von entscheidender Bedeutung für die Einleitung einer plastischen Verformung. Diese werden durch die vorherrschenden Biege- und Reibungsbedingungen am Ziehkantenradius beschrieben. In der Fachliteratur finden sich zahlreiche Standardtests, die teilweise eine messtechnische Erfassung dieser Größen erlauben. Die möglichst prozessnahe Ermittlung dieser Größen ist nach [Val92] von entscheidender Bedeutung, um die Ergebnisse aus solchen Standardtests auf den realen Umformprozess übertragen zu können.

Die in Abbildung 57 dargestellten Versuchsanordnungen wurden ursprünglich zur Ermittlung der Reibungszahl am Ziehkantenradius entwickelt, sie können jedoch auch dazu verwendet

werden den Biege- und Reibungsanteil zu bestimmen. Auf Basis der mithilfe dieser Versuchsanordnungen ermittelten Größen können Rückschlüsse für die Auslegung von Umformwerkzeugen gezogen werden.

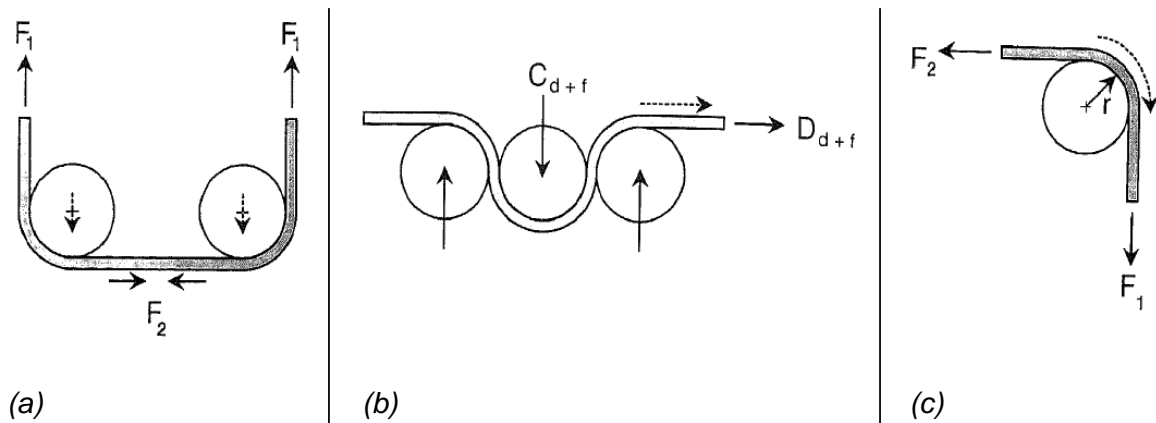


Abbildung 57: Versuchsanordnungen zur Ermittlung der wirkenden Kräfte an Ziehkantenradien (a, c) und Ziehsicken (b) nach [Val92]

Die in Abbildung 57a dargestellte Versuchsanordnung bildet die Reibungsverhältnisse am Stempelkantenradius während des Tiefziehens nach. Der auf dieser Versuchsanordnung basierende Laborprüfstand nach [Dun78] ist in Abbildung 58a schematisch dargestellt.

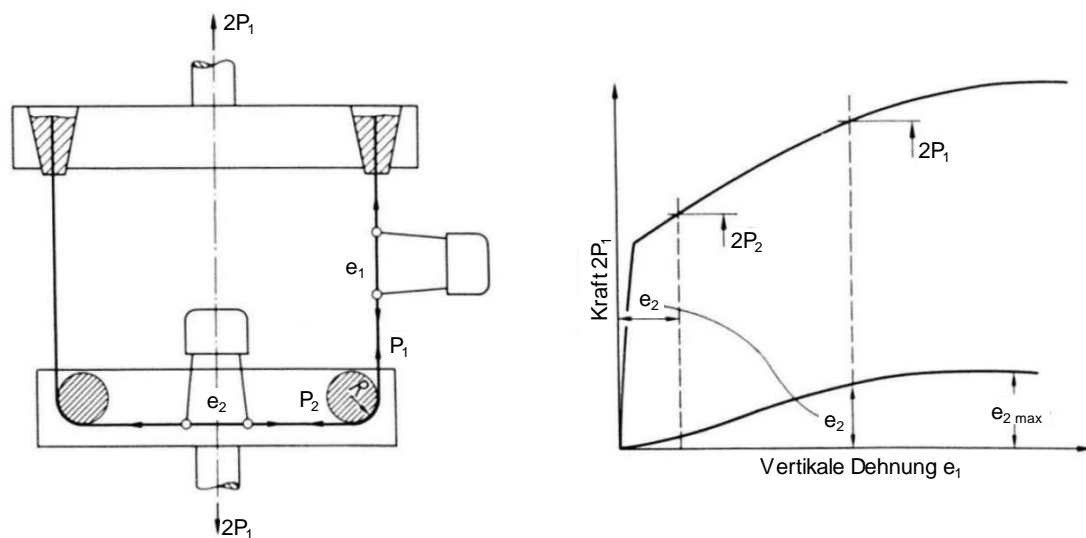


Abbildung 58: Schematische Darstellung des sog. Duncan-Shabel Tests (a) und zugehöriges Kraft-Dehnungs-Diagramm (b) nach [Dun78]

Der zu prüfende Blechstreifen wird an einer Zugvorrichtung U-förmig fixiert. Die Umlenkung erfolgt hierbei über zwei Walzen, die fest angeordnet sind und den Stempelkantenradius nachbilden. Während der untere Teil der Prüfvorrichtung, welcher die Walzen beherbergt, keinen Bewegungsfreiheitsgrad besitzt, kann der obere Teil der Prüfvorrichtung vertikal verfahren werden. Durch diese Vertikalbewegung wird die zur Umformung nötige Zugkraft induziert.

Mithilfe zweier Messvorrichtungen können die Dehnungen sowohl zwischen den beiden Walzen e_2 als auch zwischen der Walze und der Spannzange e_1 erfasst werden. Unter Zuhilfenahme des zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Diagramms (Abbildung 58b) können die Kraftkomponenten P_1 und P_2 ermittelt werden [Dun78]. Mithilfe dieser Größen lässt sich die entsprechende Reibungszahl analog zu der in Kapitul 2.2.6 beschriebenen Weise berechnen [Dun78, Hu03, Val92].

Beim klassischen Tiefziehen werden zur Erhöhung der Rückhaltekraft oftmals Ziehsicken in den Blechhalter eingebracht. Die in Abbildung 57b dargestellte Versuchsanordnung simuliert die Zug- und Bremswirkung an einem Blech, welche beim Durchlaufen einer Ziehsicke entsteht. Durch Variation der Sickenradien können im Laborbetrieb die für den jeweiligen Prozess optimalen Parameter vorab identifiziert werden. Eine entsprechende Versuchsanordnung kann in [Nin82] nachgeschlagen werden.

Die in Abbildung 57c dargestellte Versuchsanordnung bildet den Prozess des Werkstoffflusses über einen Ziehkantenradius nach. Mithilfe des sog. Streifenzugversuchs mit Umlenkung nach [Lit64], kann dieser Vorgang nachgebildet werden und beschreibt die Vorgänge beim Ineinandergreifen der Formelementeverbunde der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten SCS-Technologie prozessnah. Dieser Versuch kann jedoch auch ohne Umlenkung des Blechstreifens durchgeführt werden und dient zur Ermittlung der Reibungszahlen zwischen Platine und Blechhalter sowie zwischen Platine und Matrice. Ein derartiger, am IFU installierter Streifenzugversuch ist in Abbildung 59 schematisch dargestellt.

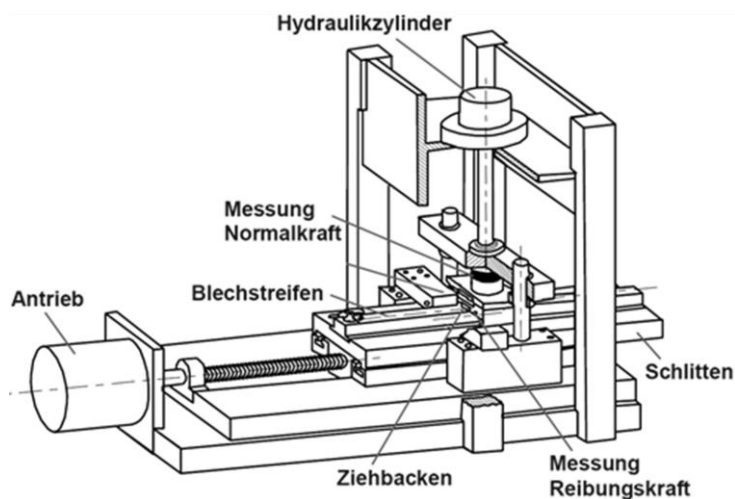


Abbildung 59: Schematische Darstellung des am IFU installierten Streifenzugversuchs (Quelle: IFU)

Zur Ermittlung der Reibungszahl wird bei dieser Versuchsanordnung ein Blechstreifen auf einem horizontal verfahrbaren Schlitten fixiert und mittels eines Spindeltriebs unter Einwirkung einer Normalkraft unter dem am Hydraulikzylinder angebrachten Ziehbacken hindurch gezogen. Die Normalkraft F_N lässt sich bei dieser Anordnung mithilfe des Hydraulikzylinders variabel einstellen, sodass die Ermittlung von Reibungszahlen bei unterschiedlichen Flächenerpressungen möglich ist. Mithilfe der in horizontaler Richtung erfassten Reibungskraft F_R und

unter Zuhilfenahme des Coulombschen Reibungsgesetzes lässt sich somit die Reibungszahl ermitteln.

Bei der realen Umformung unterliegt der Blechwerkstoff jedoch einer überlagerten Biegung, sodass die Versuchsanordnung nach Abbildung 57c als zielführend erscheint. Der schematische Aufbau einer derartigen Anordnung, dem sog. Streifenzugversuch mit Umlenkung nach [Wit80], ist in Abbildung 60 dargestellt.

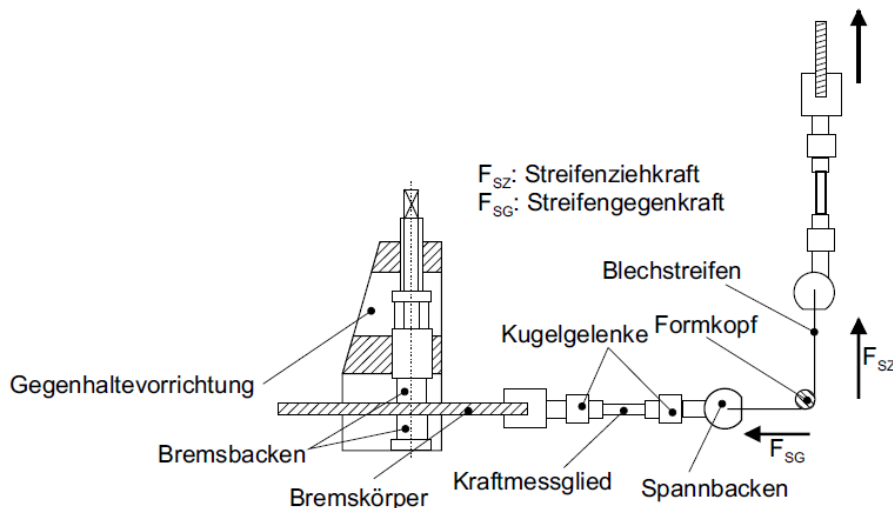


Abbildung 60: Schematischer Aufbau des Streifenzugversuchs nach [Wit80]

Mithilfe dieses Aufbaus können unter Zuhilfenahme entsprechender Messeinrichtungen die Kräfte erfasst werden, welche Mithilfe des Ansatzes von Euler und Eytelwein (vgl. Kapitel 2.2.6) zur Berechnung der Reibungszahl μ notwendig sind. Hierfür werden sowohl drehend gelagerte als auch arretierte Umlenkrollen verwendet. Durch Anpassung des Rollenradius und des Umschlingungswinkels α können die Größen anwendungsnah ermittelt und die Reibungszahl μ berechnet werden [Wag96].

Einen ähnlichen Versuchsaufbau stellt die Entwicklung des intermittierenden Streifenziehversuchs mit Umlenkung nach [Wos82] dar. Bei diesem Ansatz wird neben der Erfassung der Kenngrößen zur Bestimmung der Reibungszahl μ auch der Verschleiß an der Ziehkante betrachtet. Hierfür wird ein "quasi-kontinuierlicher" Streifenziehversuch mit Umlenkung realisiert. Durch Kombination des Streifenzugversuchs mit einer Haspel wird ein Endlosband mithilfe einer Vorschubeinrichtung sequentiell über den Formkopf bzw. die Ziehkante gezogen und hierbei der Verschleiß an der Ziehkante gemessen [Wos82]. Zuvor wurde bereits von Littlewood und Wallace [Lit64] ein Streifenzugversuch mit Umlenkung entwickelt, der zusätzlich die Möglichkeit zur Einstellung des Umlenkungswinkels bot, sodass die Kontaktfläche zwischen Blechstreifen und Ziehkantenradius variabel war [Hor01].

Der am IFUM (Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen, Leibniz Universität Hannover) eingesetzte Streifenziehversuch Abbildung 60 mit Umlenkung basiert ebenfalls auf dem Konzept nach [Wit80]. Der Formkopf bzw. die Ziehkantenrundung ist hierbei arretierbar ausgeführt, dadurch ist es möglich, den Biege- und Reibungsanteil am Formradius anwendungsnah zu ermitteln [Doe10]. Hierfür wird zunächst der eingespannte Blechstreifen über den drehbar gelagerten Formkopf gezogen, sodass dieser quasi reibungsfrei den Formradius durchläuft. Im

weiteren Verlauf des Versuchs wird der Formkopf arretiert, sodass der Blechstreifen unter Reibungseinflüssen über den Formkopf gezogen wird. Die ermittelten Kraftkurven (Abbildung 61) mit den entsprechenden Kraftdifferenzen vor, respektive nach dem Arretieren des Formkopfs, ermöglichen eine einfache Berechnung der entsprechenden Größen und damit die Ermittlung des Biege- und des Reibungsanteils beim Ziehen eines Blechstreifens über einen Formradius [Doe10].

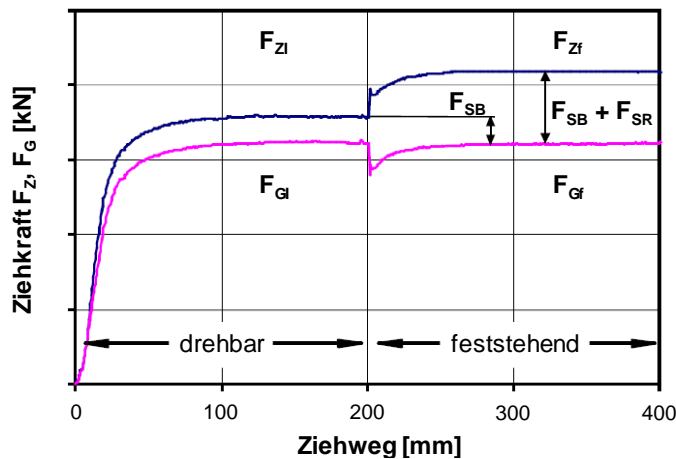


Abbildung 61: Berechnung des Biege- und Reibungsanteils mithilfe des am IFUM installierten Streifenziehversuchs [Fra99]

Durch Kenntnis der jeweiligen Biege- und Reibungsanteile am Ziehkantenradius lässt sich die Zugkraft am Blech durch Variation des Radius und des Tribo-Systems beeinflussen. Dies erlaubt die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete SCS-Technologie hinsichtlich der maximal möglichen Zugkraftinduktion durch die Formelemente zu optimieren bzw. positiv zu beeinflussen (vgl. Kapitel 3.1). Auf Basis dessen wird nachfolgend ein neuartiger Prüfstand zur Ermittlung dieser Größen vorgestellt und die damit experimentell gewonnenen Ergebnisse diskutiert.

5.1.3 Neuer Laborprüfstand zur Messung der Biege- und Reibungskräfte

Die in Kapitel 5.1.2 vorgestellten Laborprüfstände erlauben die messtechnische Erfassung relevanter Größen, die eine Aussage über die Biege- und Reibungsverhältnisse beim Ziehen einer Blechprobe über einen Formradius erlauben. Ferner besteht die Möglichkeit auch die Temperatur und den Verschleiß am Formradius sowie den Umlenkwinkel und weitere geometrische Größen zu variieren, die einen signifikanten Einfluss auf die Biege- und Reibungsverhältnisse am Formradius bzw. am Matrizeeinlauffradius haben [Doe10, Dro99, Dun78, Far02, Lit64, Mue02, Wit80, Wos82]. Tatsächlich erlaubt es jedoch keiner dieser Prüfstände alle, für die hier zugrundeliegende Untersuchung zur Optimierung der SCS-Formelementegeometrie relevanten Größen in einer einzigen Prüfvorrichtung messtechnisch zu erfassen. Daher wurde im Rahmen dieser Arbeit ein neuartiger Laborprüfstand entwickelt, der alle für das SCS-Verfahren relevanten Größen kombiniert erfassen kann. Zunächst sollen anhand der schematischen Darstellung in Abbildung 62 die für den SCS-Prozess relevanten Größen in Bezug auf den Laborprüfstand erläutert werden.

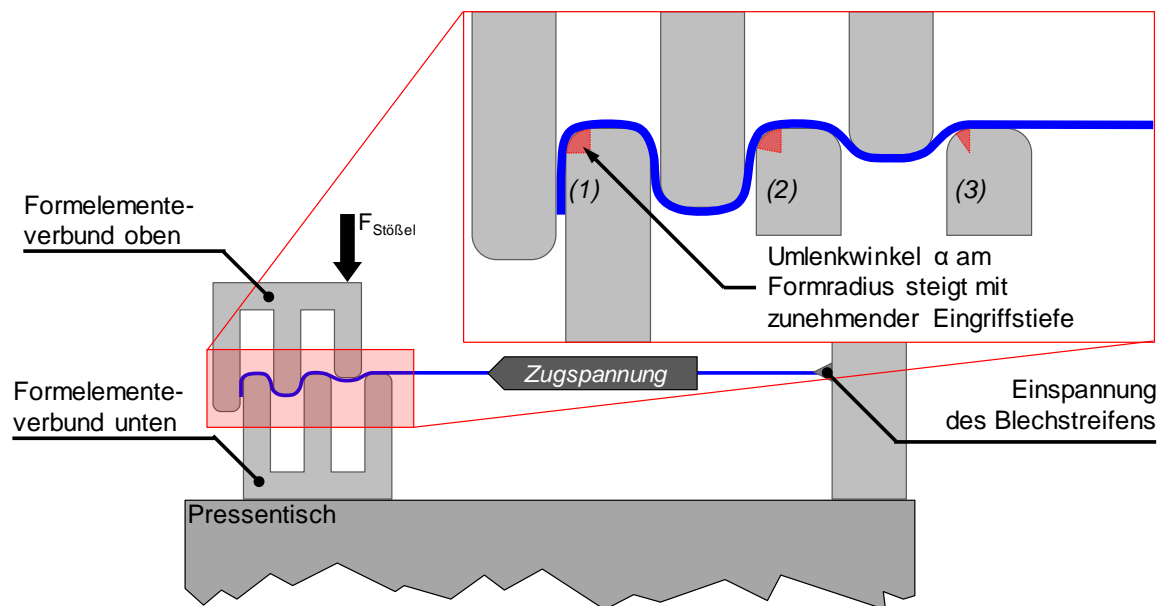


Abbildung 62: Einfluss der Eingriffstiefe auf den Umlenkwinkel an den Formradien 1-3 des unteren Formelementeverbundes

Wie bereits in Kapitel 3.1.1 detailliert erläutert wurde, spielen vor allem die geometrischen und tribologischen Größen einen entscheidenden Einfluss hinsichtlich der Funktionsweise der SCS-Technologie. In Abbildung 62 ist der Eingriff des oberen Formelementverbundes in den unteren vergrößert dargestellt. Hierbei lässt sich gut erkennen, dass mit zunehmender Eingriffstiefe der Formelemente der Umlenkwinkel α am Formradius stetig zunimmt. Damit steigt die Kontaktfläche zwischen Formradius und Blechstreifen, weshalb der Einfluss des Umlenkwinkels α am Formradius einen entscheidenden Faktor bei der Berechnung des Biege- und Reibungsanteils darstellt. Der Formradius selbst spielt ebenfalls eine entscheidende Rolle hinsichtlich der induzierbaren Zugspannung, sodass dieser zwingend sowohl aus geometrischer als auch aus tribologischer Sicht variabel gestaltet werden muss, d.h. der Formkopf des Prüfstandes muss in Größe und Oberflächenbeschaffenheit veränderbar, d.h. austauschbar sein. Um die Biege- und Reibungskräfte getrennt voneinander berechnen zu können, muss dieser neben der Krafterfassung sowohl vor als auch nach dem Formkopf arretierbar ausgeführt sein. Daraus ergibt sich eine Relativbewegung zwischen Formkopf und Blechstreifen, die zur Überlagerung von beiden Zugkraftanteilen führt, d.h. sowohl Biege- als auch Reibungsanteile werden hierbei messtechnisch erfasst. Bei drehbar gelagertem Formkopf hingegen entfällt der Reibungsanteil und die Zugkraftdifferenz vor und nach dem Formkopf resultiert rein aus der Biegung des Blechstreifens.

Um eine weitere Größe zur Interpretation der Ergebnisse heranziehen zu können, die auch direkt eine Aussage über die maximal induzierbare Zugspannung und damit auch über die erreichbare Formänderung im Blech ermöglicht, soll der Blechstreifen auch mithilfe optischer Messtechnik erfasst werden können. Zusammenfassend sollen demnach folgende Anforderungen an den neuartigen Laborprüfstand weitestgehend erfüllt sein:

- Zugkraftefassung vor und nach dem Formradius
- Wegerfassung
- Formradius austausch- und arretierbar
- Einsatz von Formradien unterschiedlichen Durchmessers
- Einsatz von Formradien mit unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit
- Umlenkwinkel α variabel
- Einfache und schnelle Fixierung des Blechstreifens
- Konstante Umformgeschwindigkeit
- Zugänglichkeit für optische Messtechnik

Der hier konzipierte Laborprüfstand erlaubt demnach die Erfassung der entscheidenden Größen, sodass eine Aussage über den Biege- und Reibungsanteil an der im Prozess induzierten Zugspannung ermöglicht wird. Damit lassen sich hilfreiche Rückschlüsse für die Optimierung der SCS-Technologie ziehen.

Im Rahmen der Entwicklungs- und Konstruktionsphase des Prüfstandes wurden zahlreiche Konzepte erarbeitet und hinsichtlich der oben genannten Anforderungen sowie nach Kriterien einer anwenderfreundlichen Bedienbarkeit verglichen und anschließend bewertet. Das Konzept, welches den bestmöglichen Kompromiss zwischen Funktionen und Kostenaufwand aufwies, ist in Abbildung 63 dargestellt. Der Laborprüfstand ist als autarker Prüfstand ausgelegt und bedarf daher keiner Umformmaschine, um den Blechstreifen umzuformen. Die Zugkraft F_Z wird durch einen Hydraulikzylinder aufgebracht, welcher horizontal am Grundgestell des Prüfstandes fixiert ist. Die Kraft wird über eine Spannzange an den Blechstreifen geleitet und mithilfe einer Kraftmessdose, welche im Kraftfluss eingebracht ist, messtechnisch erfasst. Der Blechstreifen wird über den Formkopf gelenkt, welcher sich aus mehreren Komponenten zusammensetzt und als austauschbares Modul konzipiert ist, sodass ein Austausch möglich ist und Umlenkrollen unterschiedlichen Durchmessers und unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit geprüft werden können.

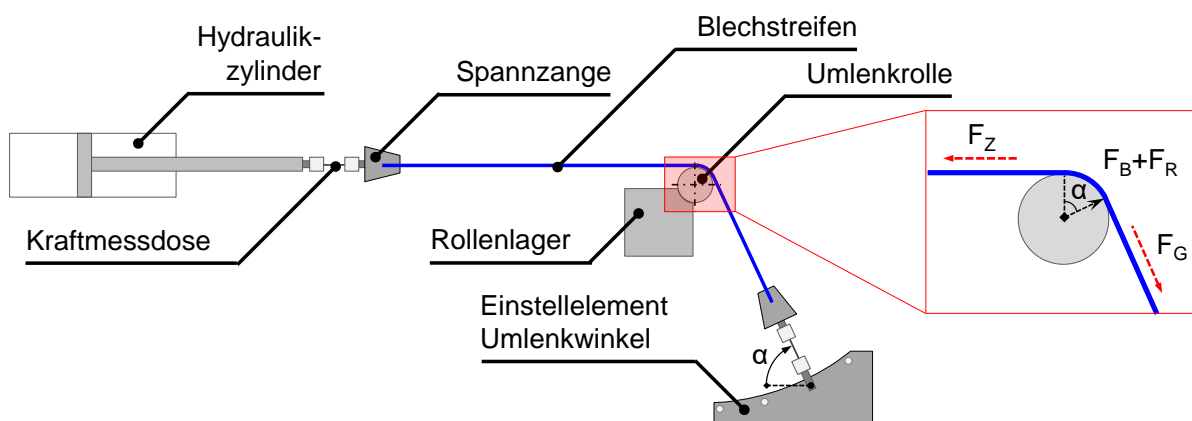


Abbildung 63: Schematische Darstellung des neuartigen Laborprüfstands zur Ermittlung der Biege- und Reibungskräfte am Formradius

An der Umlenkrolle wirken bei drehender Rolle ausschließlich die Biegekraft F_B und bei arretierter Rolle die Biegekraft F_B sowie die Reibungskraft F_R . Die Gegenkraft F_G wird analog zur

Zugkraft F_Z mittels einer Kraftmessdose erfasst, die zwischen der zweiten Spannzange und dem Einstellelement für den Umlenkwinkel α angebracht ist. Das Einstellelement erlaubt durch entsprechende Befestigungspositionen, die eine vorgegebene Winkeländerung aufweisen, eine Variation des Umlenkwinkels α zwischen 90° und 60° in 10° -Schritten (vgl. Abbildung 63). Der umgesetzte Prüfstand ist in Abbildung 64 dargestellt.

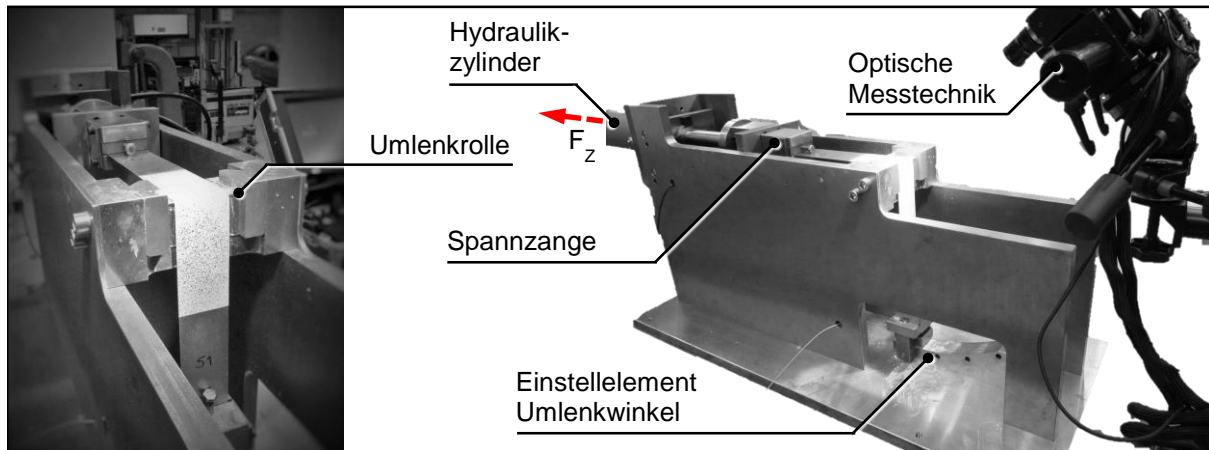


Abbildung 64: Neuartiger Laborprüfstand zur Ermittlung des Biege- und Reibungsanteils an Formradien

Der experimentelle Ablauf erfordert einige Einstellungen am Prüfstand. Zunächst wird das Modul, welches den Formradius aufnimmt, am Gestell fixiert und dessen Funktion geprüft. Anschließend wird der zu untersuchende Umlenkwinkel α eingestellt, hierzu wird die untere Spannzange entsprechend den vorgegebenen Befestigungspositionen mittels einer Verschraubung montiert. In die untere Spannzange wird dann der Blechstreifen mechanisch fixiert und anschließend um den Formradius gebogen, sodass er in der oberen Spannzange mechanisch geklemmt werden kann. Mithilfe eines Messverstärkers und eines entsprechenden Messrechners können während des Versuches die Signale der beiden Kraftmessdosen, sowie das des Wegaufnehmers, erfasst werden. Die hier verwendete optische Messtechnik („Aramis“ der Fa. GOM - Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH) erfasst ein zuvor auf den Blechstreifen aufgebracht stochastisches Farbmuster, welches im Nachgang ausgewertet werden kann und Aufschluss über die Formänderungen und die Relativbewegungen zwischen Blechstreifen und Werkzeug gibt. Die Messtechnik des Prüfstandes erlaubt die zeitsynchrone Erfassung folgender Größen bzw. Daten mit einer Abtastrate von 100Hz:

- Zugkraft $F_{Z,a}$ (Formrolle arretiert)
- Zugkraft $F_{Z,d}$ (Formrolle drehbar)
- Gegenkraft $F_{G,a}$ (Formrolle arretiert)
- Gegenkraft $F_{G,d}$ (Formrolle drehbar)
- Hubweg des Zylinders s

Die optische Messtechnik erfasst folgende Größen mit einer Abtastrate von 15Hz:

- Hauptformänderung φ_1
- Nebenformänderung φ_2
- Relativbewegung des Blechstreifens (lediglich als Kontrollgröße)

Mithilfe dieser Größen können zunächst die Kraftdifferenzen zwischen der Zugkraft $F_{Z,a}$ bzw. $F_{Z,d}$ und der Gegenkraft $F_{G,a}$ bzw. $F_{G,d}$ zu ΔF_a , für die arretierte Rolle und ΔF_d für die drehbar gelagerte Rolle berechnet werden. Weiterhin können die Biegekraft F_B und die Reibungskraft F_R rechnerisch auf Basis der Meßgrößen ermittelt werden. Hierzu werden für den Fall der arretierten Formrolle folgende Zusammenhänge zugrunde gelegt:

$$F_{Z,a} = F_{G,a} + F_B + F_R \quad (41)$$

Damit ergibt sich für die Biege- und Reibungskraft:

$$F_B + F_R = F_{Z,a} - F_{G,a} = \Delta F_a \quad (42)$$

Für den Fall der drehbar gelagerten Umlenkrolle entfällt der Reibungsanteil F_R , sodass sich damit der reine Biegeanteil F_B wie folgt berechnen lässt:

$$F_B = F_{Z,d} - F_{G,d} = \Delta F_d \quad (43)$$

Mithilfe von (42) und (43) kann nun die Reibungskraft F_R berechnet werden:

$$F_R = (F_{Z,a} - F_{G,a}) - (F_{Z,d} - F_{G,d}) = \Delta F_a - \Delta F_d \quad (44)$$

Im Rahmen dieser experimentellen Untersuchungen wurden drei Durchmesser für die Formradien ausgewählt. Diese wurden auf Basis der bereits gewonnenen Erkenntnisse aus den Untersuchungen zur Wirkungsweise der SCS-Technologie nach [Vla09] gewählt. Hierbei wurden Formelementverbunde mit Radien R1...R10 eingesetzt und deren Funktionsweise sowohl experimentell als auch simulativ nachgewiesen. Daher wurden für die hier durchgeführten Untersuchungen, die den Formradius an einem SCS-Formelement nachbilden sollen, Formradien mit R2, R6 und R10 festgelegt. In Bezug auf die Oberflächenbeschaffenheit sowie den eingesetzten Werkstoff für die Fertigung der Formradien wurde ebenfalls auf die vorliegenden Erkenntnisse aus Kapitel 3.1 zurückgegriffen. Als Werkstoff für die Formradien wurde der Werkzeugstahl 1.2312 eingesetzt, der bereits für die Grundlagenuntersuchungen in [Vla09] als Werkzeugwerkstoff für die SCS-Formelemente eingesetzt wurde. Um möglichst keinen tribologisch bedingten Einfluss auf die Ergebnisse zu nehmen, wurden zunächst unbeschichtete Formradien bzw. Formrollen eingesetzt, die mittels Feindreihen gefertigt wurden. Der arithmetische Mittenrauwert wurde messtechnisch erfasst und betrug $R_a=0,4...0,5\mu\text{m}$. Dies entspricht einer vergleichbaren Oberflächengüte der bereits in den Voruntersuchungen nach [Vla09] eingesetzten Formelemente. Der Einfluss unterschiedlicher Oberflächentopographien wurde zu einem späteren Zeitpunkt betrachtet. Als Blechwerkstoff wurde die Tiefziehstahlgüte DC04 mit einer Blechdicke von $s_0=0,80\text{mm}$ und den Anfangsabmessungen von $50\text{mm} \times 500\text{mm}$ gewählt. Der eingesetzte Blechwerkstoff wurde bereits mit einer Basisbeölung (Prelubricant PL61) versehen, sodass keine Zusatzbeölung der Proben vorgenommen wurde.

Für die experimentellen Untersuchungen wurden für jede Kombination aus Formradius und Umlenkwinkel drei Versuche vorgesehen, sodass eine statistische Sicherheit der Ergebnisse gewährleistet werden kann. In Summe wurden 24 verschiedene Einstellungen gewählt, die sich

aus den drei unterschiedlichen Formradien, den vier wählbaren Umlenkswinkeln und der Option von drehbarem und arretiertem Formradius ergeben. Mit jeweils drei Versuchen pro mögliche Einstellung wurden in Summe 72 Blechstreifen mittels des beschriebenen Laborprüfstandes untersucht. In Abbildung 65 ist ein typischer Kraft-Weg-Verlauf bei drehbar gelagerter Formrolle, in Abbildung 66 bei arretierter Formrolle dargestellt. Die Kraftdifferenz zwischen den Kurven resultiert aus der Biegekraft bei drehendem bzw. aus der Biege- und Reibungskraft bei arretiertem Formradius. Im Rahmen anderer Vorarbeiten konnten ähnliche Kraft-Weg-Verläufe für einen Umlenkswinkel $\alpha=90^\circ$ bereits messtechnisch erfasst werden (vgl. [San10]).

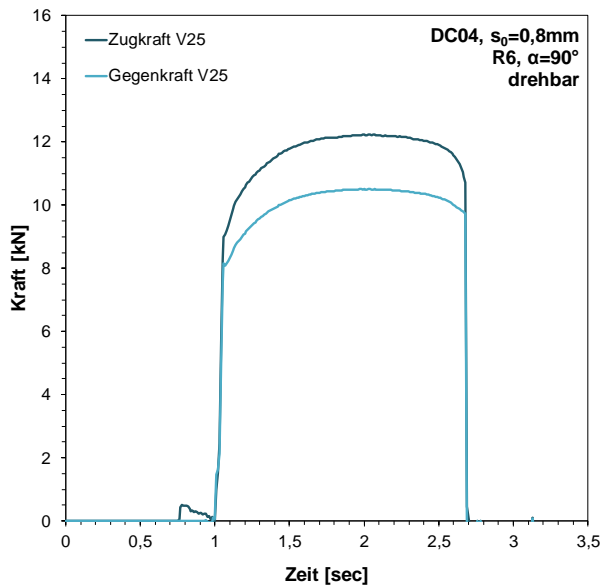


Abbildung 65: Kraft-Weg-Verlauf bei einem Umlenkswinkel $\alpha=90^\circ$ und einem Formradius von R6 (Formradius drehbar)

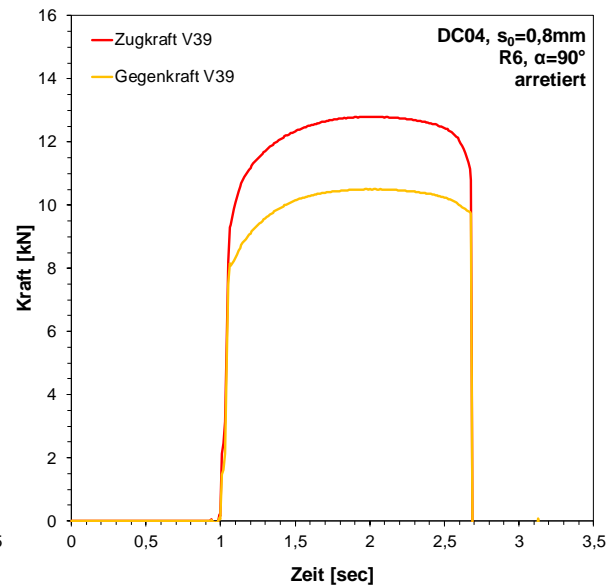


Abbildung 66: Kraft-Weg-Verlauf bei einem Umlenkswinkel $\alpha=90^\circ$ und einem Formradius von R6 (Formradius arretiert)

Mithilfe der bereits eingeführten mathematischen Beziehungen (vgl. Formeln (41) – (44)) können nun die Biege- und Reibungskraft für diesen Fall und diese Rauigkeitskombination berechnet werden. Eine typische Auswertung der Daten für die in Abbildung 65 und Abbildung 66 dargestellten Versuchsparameter mit einem Formradius von R6 und einem Umlenkswinkel $\alpha=90^\circ$ ist in Abbildung 67 dargestellt. Mithilfe der graphischen Darstellung kann bereits eine qualitative Aussage über den Biege- und den Reibungsanteil an der Gesamtkraft getroffen werden. Vergleicht man nun die Ergebnisse mit einer weiteren Versuchsreihe mit veränderten Parametern, z.B. mit demselben Formradius R6 jedoch mit einem Umlenkswinkel $\alpha=60^\circ$, so kann man den Einfluss der veränderten Größe direkt erkennen (Abbildung 68).

Betrachtet man ausschließlich die Biege- und Reibungskraft dieser beiden Versuchsreihen, so ist der Einfluss des reduzierten Umlenkswinkels deutlich erkennbar (vgl. Abbildung 69 und Abbildung 70). Die Reibungskraft sinkt geringfügig aufgrund der reduzierten Kontaktfläche zwischen Blechstreifen und Formkopf mit abnehmendem Umlenkswinkel α . Die Biegekraft sinkt ebenfalls geringfügig, dies beruht auf dem reduzierten Biegewinkel sowohl bei der An- als auch bei der Rückbiegung des Blechstreifens um den Formkopf.

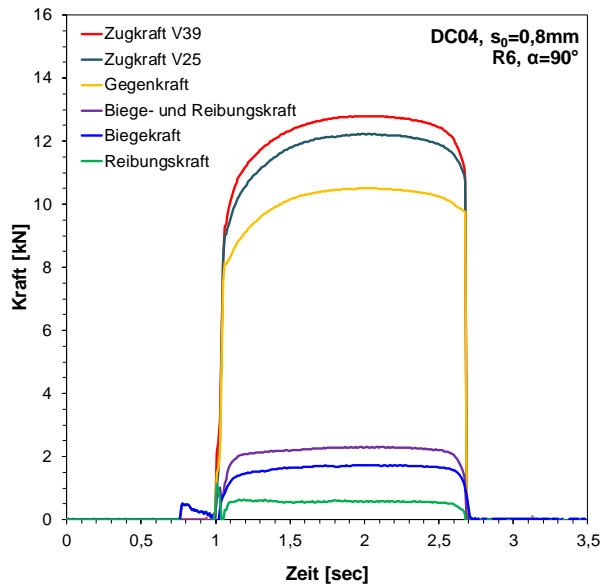


Abbildung 67: Graphische Auswertung der Ergebnisse mit einem Umlenkwinkel $\alpha=90^\circ$ und einem Formradius von R6

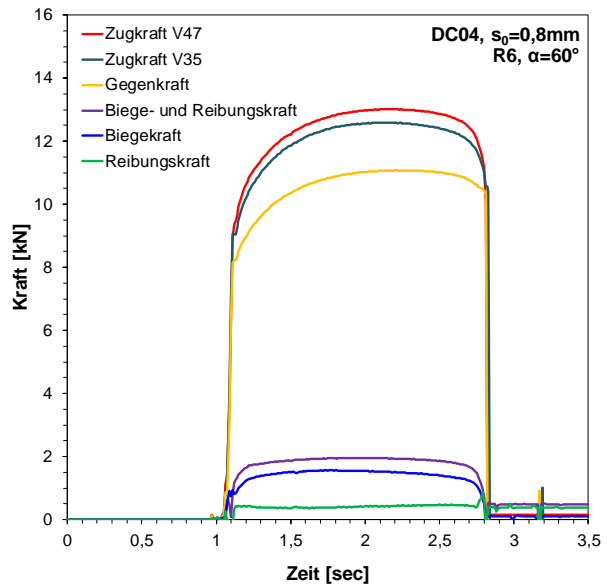


Abbildung 68: Graphische Auswertung der Ergebnisse mit einem Umlenkwinkel $\alpha=60^\circ$ und einem Formradius von R6

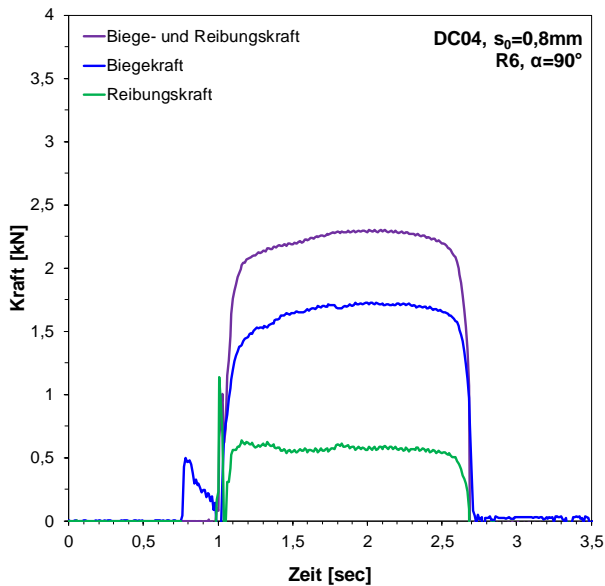


Abbildung 69: Biege- und Reibungskraft bei einem Umlenkwinkel $\alpha=90^\circ$ und einem Formradius von R6

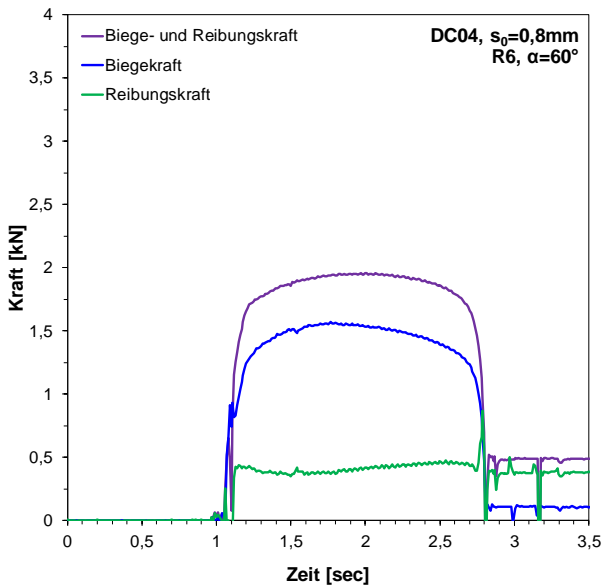


Abbildung 70: Biege- und Reibungskraft bei einem Umlenkwinkel $\alpha=60^\circ$ und einem Formradius von R6

Die Auswertung aller erfassten experimentellen Daten gibt Aufschluss über den Einfluss des Formradius und des Umlenkwinkels α auf den Biege- und Reibungsanteil. Die Ergebnisse sind in Abbildung 71 zusammengefasst.

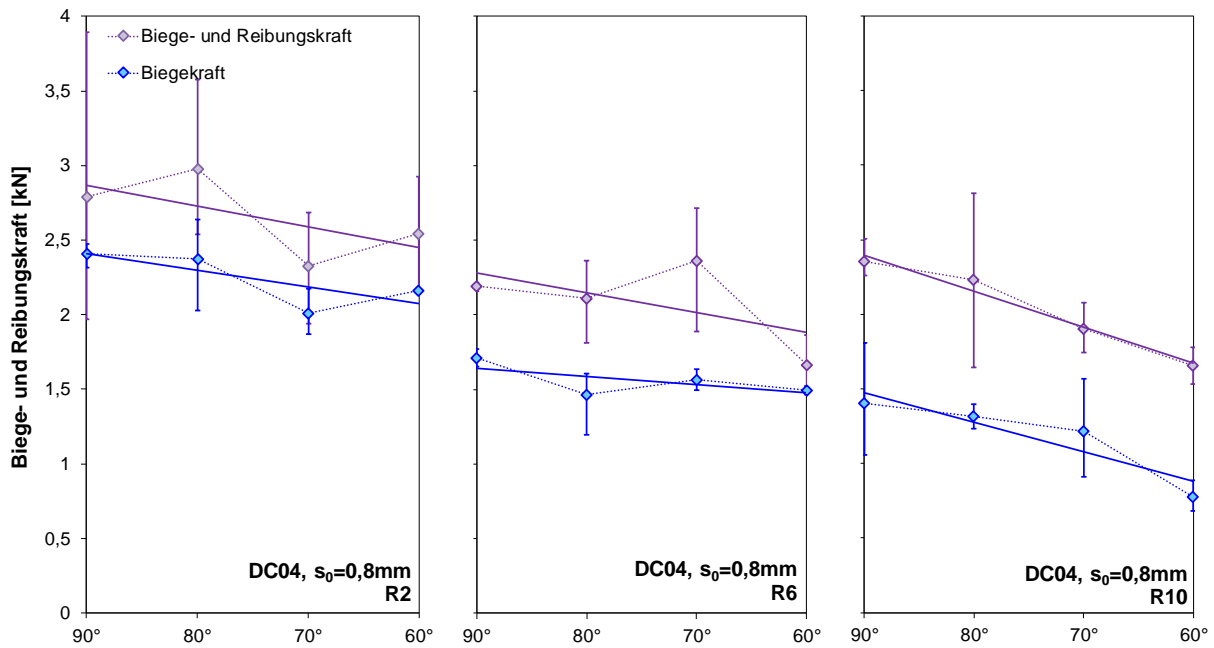


Abbildung 71: Einfluss des Formradius und des Umlenk winkels auf die überlagerte Biege- und Reibungskraft, sowie auf die Biegekraft beim Streifenziehen mit Umlenkung

Die obere Kurve der Diagramme beschreibt den Biege- und Reibungsanteil beim Ziehen des Blechstreifens über den arretierten Formkopf. Sie wird aus der Differenz der Zugkraft $F_{Z,a}$ und der Gegenkraft $F_{G,a}$ errechnet. Hierbei ist der Formkopf arretiert, sodass sich durch die Relativbewegung zwischen Blechstreifen und Formradius die Biege- und Reibungskraft überlagern. Die untere Kurve beschreibt den reinen Biegeanteil beim Ziehen über den drehbar gelagerten Formkopf und wird durch die Differenz der Zugkraft $F_{Z,d}$ und der Gegenkraft $F_{G,d}$ berechnet. Da aufgrund der frei drehenden Umlenkrolle keine Relativbewegung zwischen Blechstreifen und Formkopf stattfindet, kann die Biegekraft direkt berechnet werden.

Die Diagramme zeigen eine deutliche Abhängigkeit vom Umlenkwinkel und dem Durchmesser des Formkopfes. Mit abnehmendem Umlenkwinkel α sinkt sowohl die Biegekraft als auch die kombinierte Kraftkomponente aus Biege- und Reibungskraft signifikant. Dieser Effekt wird mit zunehmendem Durchmesser des Formkopfes verstärkt, sodass zusammenfassend festgehalten werden kann, dass bei kleinen Formradien hohe und bei großen Formradien niedrige Biegekräfte wirken. Dies bestätigt die Aussage von [Far02] aus Kapitel 3.1.1 (vgl. Abbildung 46). Aufgrund der Überlagerung beider Kraftkomponenten ist mithilfe dieser Darstellung jedoch keine Aussage über die Korrelation zwischen Umlenkwinkel α respektive dem Formradius und der Reibungskraft ohne überlagerte Biegekraft möglich. Hierfür muss die Reibungskraft gesondert betrachtet werden.

Eine weitere Auswertung der Daten unter Zuhilfenahme der oben genannten mathematischen Zusammenhänge erlaubt die gesonderte Betrachtung der Biege- und der Reibungskraft (vgl. Abbildung 69 und Abbildung 70). Die Ergebnisse dieser Auswertung sind in Abbildung 72 dargestellt.

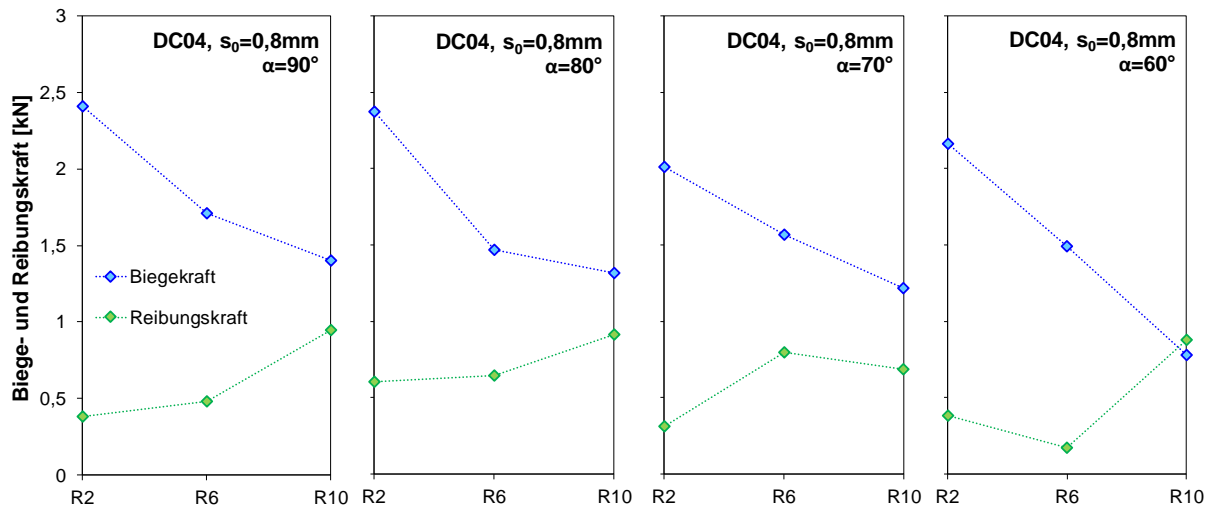


Abbildung 72: Einfluss des Formradius und des Umlenk winkels auf die Biegekraft und die Reibungskraft beim Streifenziehen mit Umlenkung

Die Ergebnisse bestätigen die bereits zuvor erläuterten Zusammenhänge zwischen der Größe des Formradius und der resultierenden Biegekraft. Die Korrelation zwischen der Biegekraft und dem Umlenk Winkel α kann hier bestätigt werden. Betrachtet man jedoch die Reibungskraft separat, kann festgehalten werden, dass diese mit zunehmendem Formradius steigt. Dies ist aus den Diagrammen in Abbildung 71 nicht erkennbar, ist jedoch aufgrund der zunehmenden Kontaktfläche zwischen Blechstreifen und Formradius naheliegend.

Zusammenfassend kann für die weiteren Untersuchungen zur Wirkungsweise der SCS-Technologie festgehalten werden, dass für eine hohe Spannungsinduzierung durch die Formelemente kleine Radien angestrebt werden sollten. Große Radien hingegen begünstigen den Materialfluss, d.h. durch eine vorher festgelegte Radienkonstellation in Kombination mit einer gezielten Beeinflussung der Reibungskraft, z.B. durch Variation der Oberflächenbeschaffenheit, kann ein optimales Tribo-System für den jeweiligen Umformprozess eingestellt werden. Nachfolgend werden daher verschiedene Beschichtungen bzw. die Oberflächentopographie des Formradius an einem SCS-Formelement genauer betrachtet.

5.2 Untersuchung und Bewertung der Oberflächentopographie

Wie im Abschnitt zuvor nachgewiesen werden konnte, besitzt die Reibungskraft einen entscheidenden Einfluss auf den Umformprozess bzw. auf die maximal induzierbare Ausreckung der Platine kurz vor der Stempelberührung. Diese ist selbstverständlich durch den Radius am Formkopf respektive der Ziehkante gestaltbar, jedoch ist die Topographie der Oberfläche ein ebenso entscheidender Faktor. Die Topographie beschreibt die Rauheit und die Gestalt einer Oberfläche. Darunter fallen z.B. die Anzahl der geschlossenen bzw. offenen Leerflächenanteile, die einen entscheidenden Einfluss auf die Reibung in der Umformtechnik zeigen [Pfe97]. Da die Reibung einen entscheidenden Einfluss auf die Funktion der SCS-Technologie hat, werden hier zunächst verschiedene Möglichkeiten betrachtet, diese in Bezug auf die maximal induzierbare Ausreckung der Platine positiv zu beeinflussen.

5.2.1 Vorauswahl geeigneter Beschichtungen

In der Umformtechnik werden Werkzeuge oftmals beschichtet, um vorrangig die Standzeit zu verlängern, d.h. um den Verschleiß durch Abrasion zu reduzieren bzw. zeitlich hinauszuzögern. Weiterhin werden Werkzeugbeschichtungen eingesetzt, um den prozessspezifischen Werkstofffluss zu begünstigen oder auch zu unterbinden bzw. zu reduzieren. Bei der SCS-Technologie spielt die Kombination aus Werkstofffluss und dessen gezielte Rückhaltung innerhalb der Formelementeverbunde eine wesentliche Rolle (vgl. Kapitel 3.1).

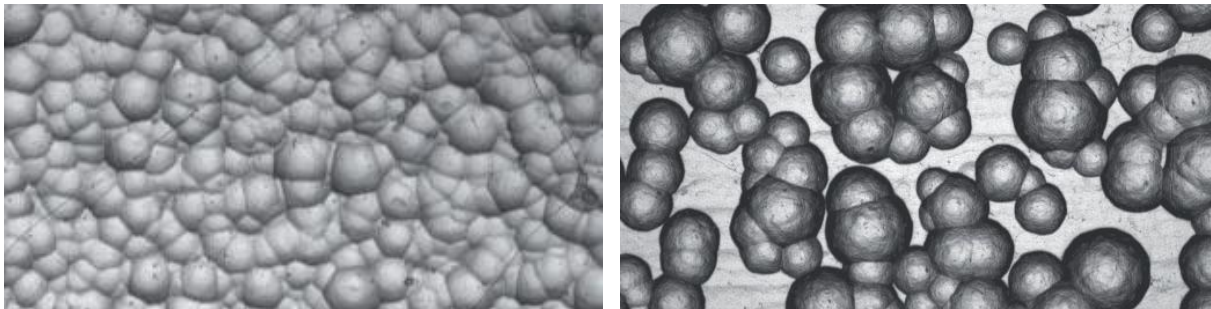


Abbildung 73: Typische Topocrom-Oberflächenstruktur, links: geschlossene Struktur, rechts offene Struktur (Quelle: http://www.topocrom.com/content/pdf/Artikel_Verfahren_k_muell.pdf; abgerufen am 08.02.2016)

In der Praxis werden viele Verfahren und Technologien zum Beschichten von Blechumformwerkzeugen eingesetzt. Ebenso vielfältig sind die Beschichtungsarten, die sich an den Anforderungen des Blechumformvorgangs orientieren. Die SCS-Technologie ist als flexibles und kostengünstiges Verfahren zur Herstellung kleiner Serien von flachen Blechformbauteilen konzipiert, sodass eine lange Standzeit nicht von primärem Interesse ist. Daher gilt es, durch die Wahl entsprechender Beschichtungen nicht vorrangig den Verschleiß zu reduzieren, sondern gezielt die Reibungsverhältnisse zwischen Werkzeug und Platine zu optimieren, sodass in Kombination mit dem entsprechenden Radius an den Formelementen eine optimale Zugkraftinduktion realisiert werden kann. Da bei der SCS-Technologie der wirtschaftliche Aspekt eine wesentliche Rolle spielt, wird auf kostenintensive Beschichtung des Werkzeuges weitestgehend verzichtet. Lediglich an den SCS-Formradien, die zur Erhöhung der Zugkraft in Form von erhöhter Reibungskraft beitragen (vgl. Kapitel 5.1.3), soll eine entsprechende Oberflächenbehandlung gezielt und lokal erfolgen.

Basierend auf einer Literaturrecherche und Erfahrungswerten, wurde zur gezielten Erhöhung der Reibungskraft am Formradius eine Hartchrombeschichtung der Fa. Topocrom gewählt. Hierbei wird das zu beschichtende Werkstück in dem als Anode wirkenden Reaktor mit Chromelektrolyt umgeben und bildet hierbei die Kathode. Durch die anliegende Spannung zwischen Anode und Kathode werden kugelkappenförmige Strukturen auf dem Werkzeug abgeschieden. Je nach Anwendungsfall kann die Struktur der Oberfläche geschlossen oder offen (Abbildung 73) ausgeführt werden [Sta98].

Ausschließlich diese Beschichtung soll Gegenstand dieser Untersuchungen bilden, sodass an dieser Stelle nicht näher auf andere Verfahren und Beschichtungen eingegangen wird. Weitere Informationen finden sich in der einschlägigen Literatur [Hor01, Pfe97, Sta98].

Weiterhin werden unbeschichtete Formradien untersucht und als weitere Referenzoberfläche werden Formradien mittels Sandstrahlen behandelt, um die Oberfläche aufzurauen. Dadurch soll die Oberflächenrauheit und damit die Reibungskraft ebenfalls erhöht werden. Diese Art der Oberflächenbehandlung soll speziell aus Kostengründen betrachtet werden, da sie eine kostenneutrale darstellt.

5.2.2 Charakterisierung der Oberflächentopographie

Wie bereits hinreichend erläutert, basiert das Recken mittels der SCS-Technologie auf eine Spannungsinduzierung durch Biege- und Reibungseffekte an Formradien. Diese sind, wie im vorangegangenen Kapitel 5.1 erläutert, sowohl vom Umlenkwinkel α als auch vom Radius des Formkopfes abhängig, wobei die Biegekraft deutlich stärker als die Reibungskraft durch diese Größen beeinflusst wird. Die Reibungskraft kann offensichtlich durch weitere Größen stärker beeinflusst werden als durch geometrische, z.B. durch eine veränderte Oberflächentopographie. Die im Rahmen dieser Untersuchungen gewählte Topocrom-Beschichtung auf der Oberfläche der Formbacken und auch die Veränderung der Werkzeugoberfläche durch Sandstrahlen stellen solche veränderten Oberflächentopographien dar und sollen zunächst im Vergleich zu unbehandelten bzw. unbeschichteten Werkzeugeinsätzen untersucht werden.

Zur Charakterisierung der ausgewählten Oberflächen wird ein optisches Messsystem der Fa. NanoFocus herangezogen, welches nach dem sog. Konfokalprinzip arbeitet. Das Licht des sog. μ Surf Messgerätes (Abbildung 74) wird durch eine spezielle Schablone und ein zwischen der Lichtquelle und dem Messobjekt liegendes Objektiv auf die Oberfläche fokussiert, die untersucht werden soll. Das reflektierte Licht wird über ein weiteres Objektiv zu einer CCD-Kamera geführt, welche durch einen entsprechenden Filter das Streulicht herausfiltert. Damit gelangt nur das Licht aus der Fokusebene auf die CCD-Kamera, sodass durch eine Vertikalverschiebung der Messebene, Schnittdarstellungen in unterschiedlichen Höhenabständen erzeugt werden. Diese Einzelbilder werden anschließend zu einem dreidimensionalen Höhenbild umgewandelt und können mittels der entsprechenden Software ausgewertet werden.

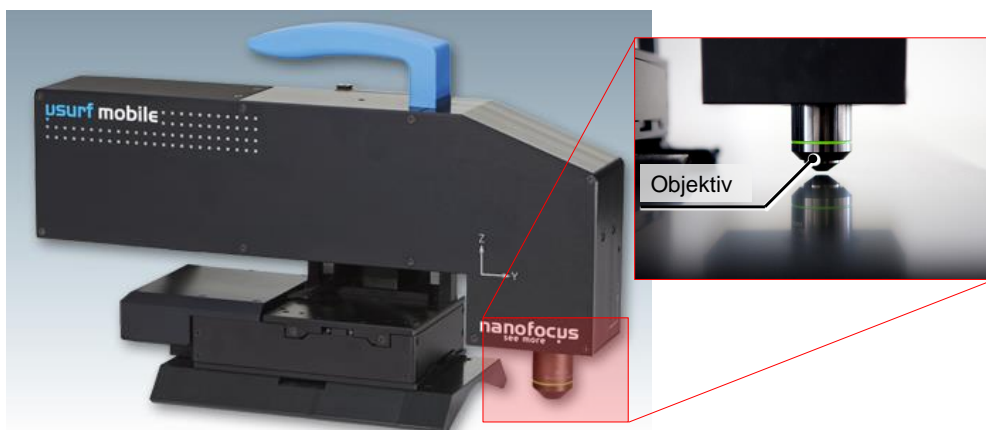


Abbildung 74: Konfokalmessgerät μ Surf der Fa. NanoFocus zur Untersuchung von Oberflächenstrukturen (Quelle: <https://www.nanofocus.de/produkte/usurf/msurf-mobile/NanoFocus>; angerufen am 08.02.2016)

Im Rahmen von anschließenden Untersuchungen wurden für die Ermittlung druckabhängiger Reibungszahlen entsprechende Ziehbacken gefertigt, deren Oberflächen zunächst mittels des μ Surf Messgerätes optisch vermessen wurden. Es wurden vier Ziehbacken aus dem Werkstoff 1.2312 gefertigt. Ein Ziehbacken wurde im Grundzustand belassen und repräsentiert die nicht beschichteten Werkzeugbereiche der späteren SCS-Werkzeuge. Der zweite Ziehbacken wurde sandgestrahlt und die zwei weiteren wurden mit der Topocrom Beschichtung mit geschlossener Struktur versehen. Einer der Backen mit kleineren, der zweite mit größeren Kugeldurchmessern, um den Einfluss des Kugeldurchmessers auf die Reibung zu untersuchen. In Abbildung 75 sind die mittels des μ Surf Messgerätes erfassten Oberflächen als dreidimensionales Höhenbild dargestellt.

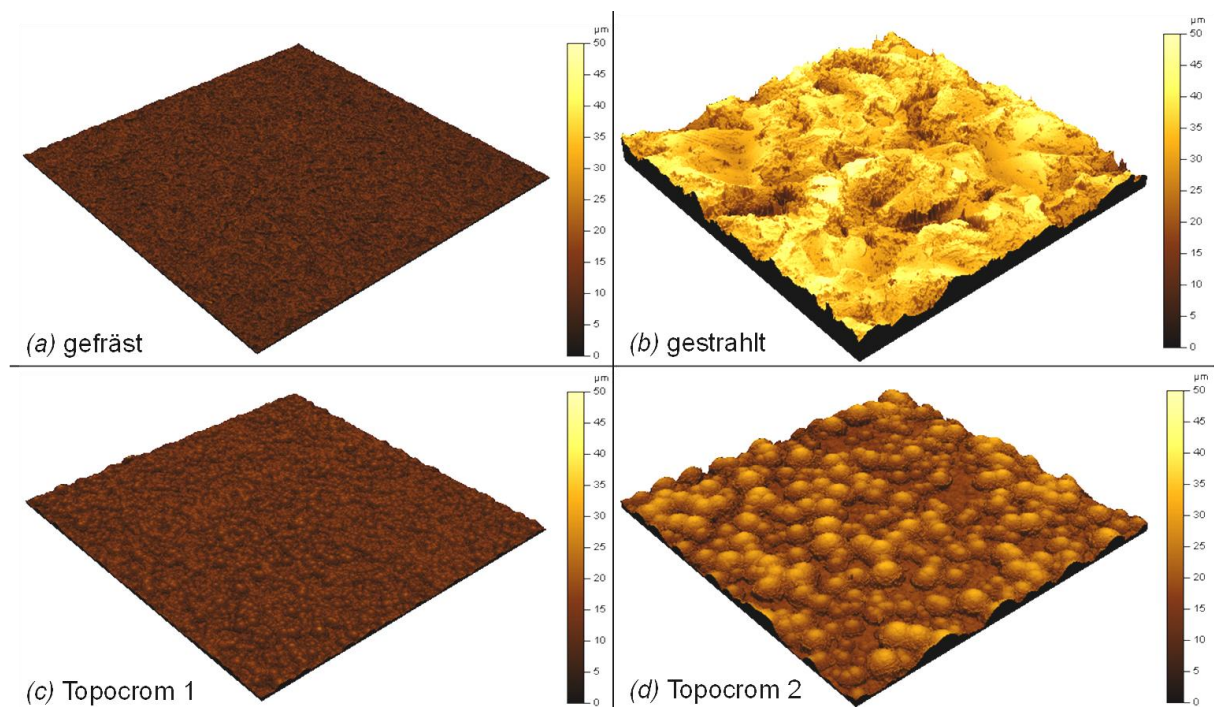


Abbildung 75: μ Surf Höhenbild der untersuchten Ziehbacken. Oberfläche gefräst (a), gestrahlt (b), beschichtet mit Topocrom 1 (c) kleiner Kugeldurchmesser und Topocrom 2 (d) großer Kugeldurchmesser

Die Höhenbilder erlauben eine erste optische Bewertung hinsichtlich der Rauigkeit der Oberfläche sowie deren Struktur. Der unbehandelte Ziehbacken (a) weist eine durch die Fertigung bedingte gleichmäßige und sehr feine Struktur auf. Diese Topographie entspricht der gleichen, welche die Formradien in den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5.1.3 beim Streifenziehen mit Umlenkung aufwiesen. Der Ziehbacken (b) hingegen zeigt durch die Behandlung mittels Sandstrahlen ein deutlich raueres Profil mit starken Profilhöhendifferenzen. Aufgrund der Tatsache, dass die Oberfläche keiner expliziten Wärmebehandlung unterzogen wurde und daher keine Härtung erfahren hat, ist davon auszugehen, dass bereits nach wenigen Belastungszyklen das Profil aufgrund der Flächenpressung eingeebnet wird. Die beiden mit Topocrom beschichteten Ziehbacken (c) und (d) sind in ihrer Struktur und im Aufbau prinzipiell identisch,

zeigen jedoch deutliche Unterschiede in ihrem Höhenprofil und den Kugelkappendurchmessern. Dadurch werden deutlich unterschiedliche Eigenschaften hinsichtlich der Reibung erzielt. Anhand von Profilschnitten durch die jeweiligen Höhenprofile kann die Oberflächenstruktur der untersuchten Ziehbacken verdeutlicht werden (Abbildung 76).

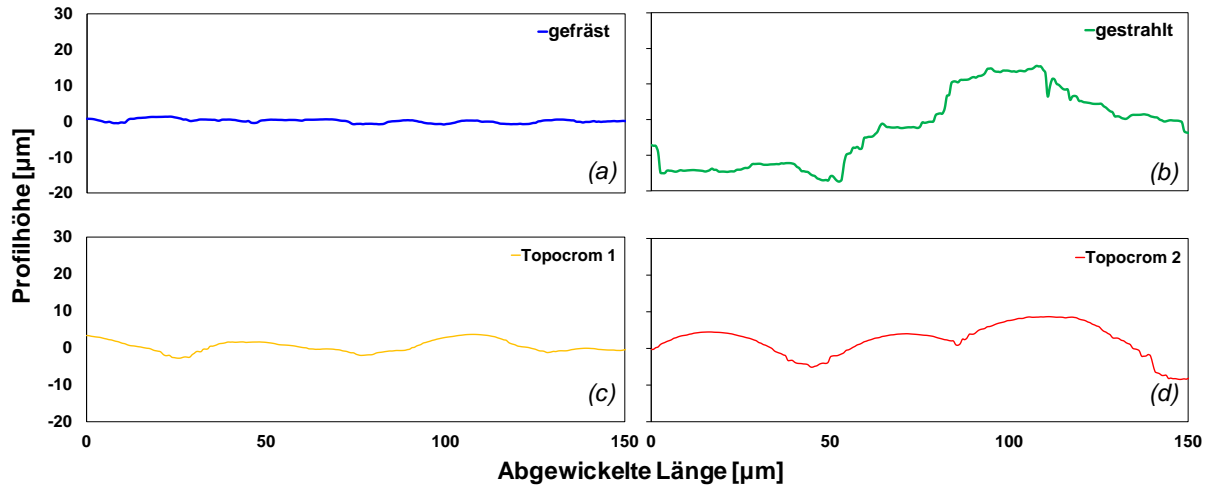


Abbildung 76: μ Surf-Profilschnitte der untersuchten Ziehbacken. Oberfläche gefräst (a), gestrahlt (b), beschichtet mit Topocrom 1 (c) kleiner Kugeldurchmesser und Topocrom 2 (d) großer Kugeldurchmesser

Die Profilschnitte in Abbildung 76 zeigen deutlich die Unterschiede der Oberflächenstruktur des jeweiligen Ziehbackens, welche die Reibung maßgeblich mit beeinflusst. Während der gefräste bzw. unbehandelte Ziehbacken eine sehr gleichförmige Topographie aufweist, erscheint das Profil des gestrahlten Ziehbackens sehr rau und anisotrop. Dies bestätigen die nachfolgend ermittelten Rauheitskenngrößen. In den beiden Profilschnitten der Topocrom-Beschichtung ist weiterhin die Krümmung der einzelnen kugelkappenförmigen Oberflächenstruktur erkennbar. Auf Basis dieser Profilschnitte sind mithilfe der entsprechenden Auswertesoftware die in der nachfolgenden Tabelle 1 ermittelten Rauheitskenngrößen ermittelt worden.

Tabelle 1: Rauheitskenngrößen der untersuchten Ziehbacken

Ziehbacken	(a)	(b)	(c)	(d)
Oberflächenstruktur	gefräst	gestrahlt	Topocrom 1	Topocrom 2
Arithmetischer Mittenrauwert R_a [μm]	0,46	6,56	1,08	3,10
Rautiefe R_z [μm]	2,58	31,10	5,79	13,88

Die Meßgrößen bestätigen die optische Auswertung der Profilschnitte. Während der unbehandelte Ziehbacken (a) eine glatte Oberfläche mit einer geringen Rautiefe R_z aufweist, ist der gestrahlte Ziehbacken (b) deutlich rauer. Die beiden Ziehbacken (c) und (d) mit der Topocrom Beschichtung sind in Aufbau und Struktur identisch, unterscheiden sich jedoch durch unterschiedliche Radien der aufgetragenen kugelkappenförmigen Strukturen. Hierbei sind die Kennwerte des Ziehbackens (d) etwa um den Faktor drei größer als die des Ziehbackens (c). Die auf

ihre Oberflächenstruktur hin untersuchten Ziehbacken sollen nachfolgend einer Untersuchung zur Ermittlung druckabhängiger Reibungszahlen mithilfe des in Kapitel 5.1.2 vorgestellten Streifenziehversuches unterzogen werden.

5.2.3 Ermittlung druckabhängiger Reibungszahlen

Die Reibungskraft wird u.a. durch die Kontaktnormalspannung, d.h. durch den wirkenden Druck in der Kontaktfuge zwischen Blechlater und Platine beeinflusst. Um diesen Einfluss zu erfassen, wurde der Streifenzugversuch nach Abbildung 59 herangezogen. Hierbei wurden analog zu den vorangegangenen Untersuchungen zur Ermittlung der Biege- und Reibungskraft Blechstreifen der Güte DC04 mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=0,80\text{mm}$ verwendet. Die Normalkraft wird über einen sog. Ziehbacken, der über einen Hydraulikzylinder mit einer einstellbaren Vertikalkraft beaufschlagt wird, auf den Blechstreifen übertragen. Der Blechstreifen, der auf einem beweglichen Schlitten fixiert ist, wird anschließend unter dem Ziehbacken hinweggezogen. Sowohl die nötige Zugkraft für die Horizontalbewegung des Schlittens als auch die durch den Ziehbacken übertragene Kraft werden durch entsprechende Kraftmessdosen erfasst. Mithilfe des Coulombschen Reibungsgesetzes und der bekannten Kontaktfläche zwischen Ziehbacken und Blechstreifen kann anschließend ein grober, zeitlich konstanter Mittelwert der Reibungszahl μ in Abhängigkeit vom vorab eingestellten Druck errechnet werden.

Um möglichst anwendungsnahe Ergebnisse zu erhalten, entsprechen die Ziehgeschwindigkeit und die Umformtemperatur denen beim Umformen eines Blechstreifens mittels der SCS-Technologie. Die Ziehgeschwindigkeit des Schlittens wurde daher mit $v=100\text{mm/sec}$ gewählt und die Versuche wurden bei Raumtemperatur $\theta\approx 20^\circ\text{C}$ durchgeführt. In Abbildung 77a ist der Versuchsaufbau dargestellt.

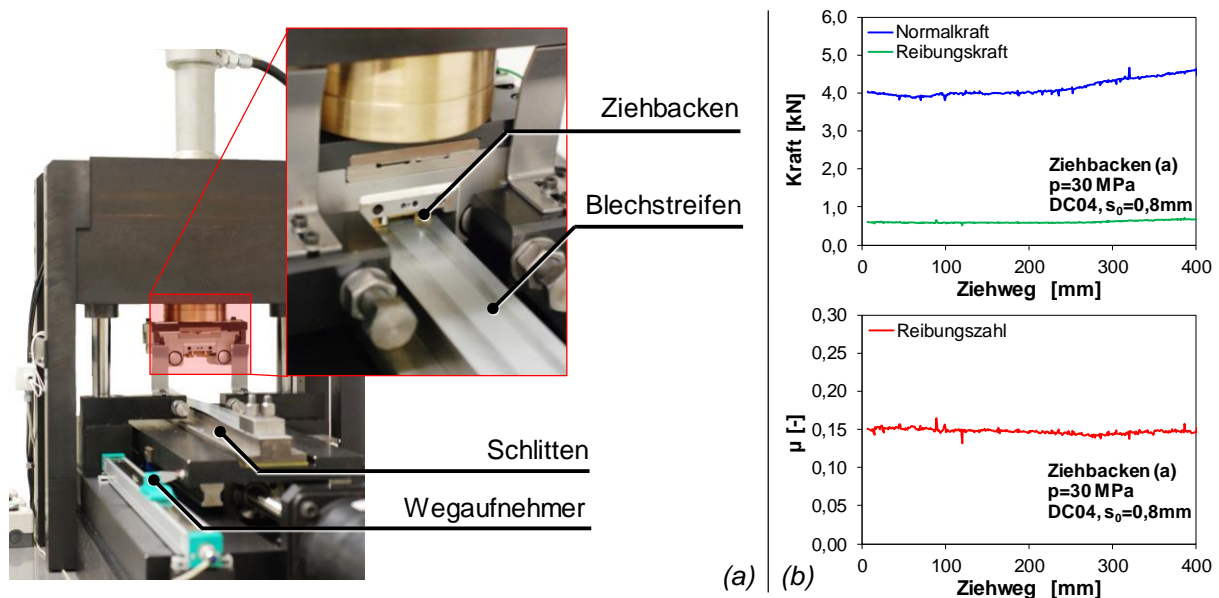


Abbildung 77: Versuchsaufbau zur Ermittlung druckabhängiger Reibungszahlen (a) und damit erfasste bzw. berechnete Kenngrößen (b)

Der zu prüfende Blechstreifen wird, wie bereits erwähnt, auf einem verfahrbaren Schlitten fixiert, dessen Horizontalbewegung mittels eines Wegmessensors erfasst wird. Der Ziehbacken

wird in einer Einspannvorrichtung unmittelbar im Kraftfluss des Hydraulikzylinders positioniert, sodass die voreingestellte Normalkraft bzw. die sich daraus ergebende Flächenpressung senkrecht auf den Blechstreifen wirkt. Die relevanten Kraftgrößen werden durch entsprechende Kraftmessdosen erfasst. In Abbildung 77b sind typische Kraft-Weg-Verläufe für die Normal- sowie für die Reibungskraft dargestellt, welche durch die Kraftsensoren erfasst werden. Die sich damit ergebende Reibungszahl μ ist ebenfalls graphisch über dem Ziehweg des Schlittens dargestellt. Diese wird mithilfe des Reibungsgesetzes nach Coulomb berechnet (vgl. Kapitel 2.2.6).

Analog hierzu wurden unter Verwendung der bereits vorgestellten vier Ziehbacken Versuche zur Ermittlung von deren Reibungszahl durchgeführt. Um die Abhängigkeit zwischen der Reibungszahl μ und der Flächenpressung p zu ermitteln, wurden die Versuche mit Variation der Normalkraft durchgeführt. Mit Kenntnis der Kontaktfläche A zwischen Ziehbacken und Blechstreifen kann die gewünschte Flächenpressung p durch die entsprechende Normalkraft, welche durch den Hydraulikzylinder aufgebracht wird, bestimmt werden. Die Kontaktfläche A der hier eingesetzten Ziehbacken betrug $A=130,5\text{mm}^2$ und der zu untersuchende Bereich der Flächenpressung p wurde auf $p=5\dots150\text{MPa}$ festgelegt. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen sind in Abbildung 78 zusammengefasst.

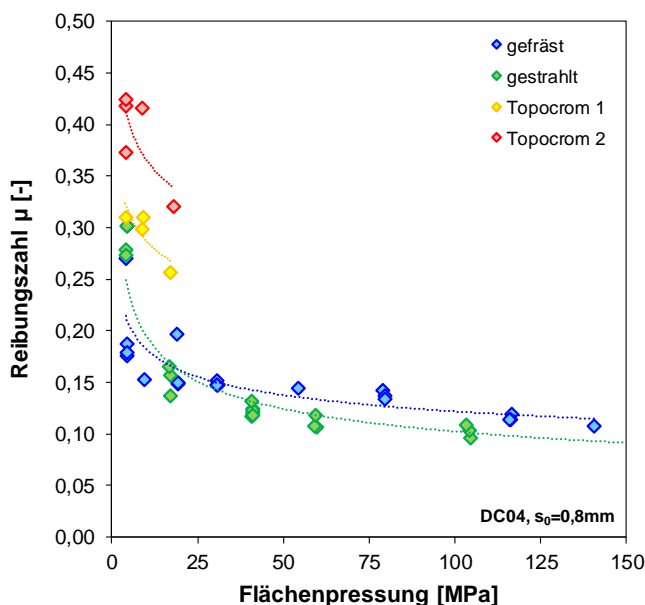


Abbildung 78: Einfluss der Flächenpressung p auf die Reibungszahl μ für vier verschiedene Ziehbacken

Auf Basis der durchgeführten Streifenziehversuche konnten für die hier gewählten Werkstoffreihpaarungen die in Abbildung 78 dargestellten Kurven ermittelt werden. Diese zeigen eine Abhängigkeit der Reibungszahl μ von der Flächenpressung p und der Oberflächentextur der verwendeten Ziehbacken. Der unbehandelte Ziehbacken (a) weist bis zu einer Flächenpressung von $p=150\text{MPa}$ eine relativ niedrige und gleichzeitig konstante Reibungszahl μ auf. Dies lässt auf geringe Reibungskräfte während des Umformvorgangs schließen, sodass die Relativbewegung des Blechstreifens dadurch begünstigt wird. Der sandgestrahlte Ziehbacken (b) zeigt bei niedriger Flächenpressung p eine deutlich höhere Reibungszahl μ , welche bei höherem Normaldruck stark sinkt. Dies lässt auf hohe Reibungskräfte bei nur kleinen Flächenpressungen p schließen. Die Flächenpressung p an einer Ziehkante steigt jedoch mit abnehmendem Radius

stark an [Hor01]. Da bei kleinen Formradien die Kombination aus Biege- und Reibungskraft (vgl. Abbildung 72) einen deutlich höheren Einfluss auf die Zugkraftinduktion hat als bei großen Radien, werden bei der SCS-Technologie kleine Formradien im Bereich $R=1 \dots 4\text{mm}$ eingesetzt, um möglichst hohe Spannungen zu induzieren. Mit zunehmender Flächenpressung p sinkt demnach die Reibungszahl μ und schwächt für kleine Radien den Effekt der Zugkraftinduktion ab. Die beiden Ziehbacken (c) und (d) mit Topocrom-Beschichtung hingegen, erreichen aufgrund ihrer Oberflächentopographie deutlich höhere Reibungszahlen μ als der sandgestrahlte Ziehbacken (b). Auch bei dieser Werkstoffreibpaarung sinkt die Reibungszahl μ signifikant mit zunehmender Flächenpressung p . Jedoch ist der Einfluss in Kombination mit einem kleinen Formradius deutlich geringer, da das Niveau der Reibungszahl μ deutlich höher liegt. Bei der Werkstoffreibpaarung unter Verwendung der Ziehbacken mit Topocrom-Beschichtung konnte ein weiterer Sachverhalt festgestellt werden. Aufgrund der hohen Reibungskräfte tritt bereits ab einer Flächenpressung von etwa $p \approx 20 \dots 40\text{MPa}$ Adhäsion auf, sodass der Blechstreifen unterhalb des Ziehbackens reißt. Beim Ziehbacken (c) scheint aufgrund der kleineren kugelhakenförmigen Strukturen der Topocrom-Beschichtung ein sehr hoher Anteil an Festkörperreibung vorzuliegen. Dadurch tritt bereits nach wenigen Versuchen und geringer Flächenpressung $p \leq 30\text{MPa}$ Adhäsion derart auf, dass die Beschichtung frühzeitig durch Abplatzen versagt. Beim Ziehbacken (d) tritt ebenfalls Adhäsion ab einer Flächenpressung $p \approx 40\text{MPa}$ ein, jedoch versagt die Beschichtung nicht und erscheint als zielführende Werkstoffreibpaarung zur Induzierung einer maximalen Zugspannung beim SCS-Prozess. Dies soll im Rahmen einer weiteren experimentellen Untersuchung unter Verwendung eines SCS-Werkzeuges zum ebenen Recken von Blechstreifen und unter Verwendung der hier untersuchten Oberflächentexturen nachgewiesen oder auch widerlegt werden. Die Erfassung der druckabhängigen Reibungszahl μ bis zu einer Flächenpressung $p=150\text{MPa}$ ist aufgrund der Adhäsion jedoch für diese Werkstoffreibpaarung nicht möglich.

5.3 Entwicklung eines modularen SCS-Versuchswerkzeuges

Neben den bereits vorgestellten Parametern der Biege- und Reibungskraft, sowie der Oberflächentextur der Werkstoffreibpartner, zeigen weitere Größen ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Funktion der SCS-Technologie. Einer dieser Faktoren ist der sog. Ziehspalt u_z , welcher beim konventionellen Tiefziehen maßgeblich das Umformergebnis beeinflusst und den Spalt zwischen Stempel und Matrize beschreibt. Dieser ist vornehmlich 5-10% größer als die Dickenabmessung des umzuformenden Blechs [Doe10, Fri12, Klo06, Lan90].

Bei der SCS-Technologie spielt der Ziehspalt u_z ebenfalls eine wichtige Rolle, hierbei wird jedoch nicht der Spalt zwischen Stempel und Matrize betrachtet, sondern der Spalt zwischen den Formelementen während des Eingriffs. Daher spricht man bei der SCS-Technologie vom Formelementespalt S , welcher an dieser Stelle Berücksichtigung finden soll. Eine weitere geometrische Größe, welche die Spannungsinduzierung bzw. die Dauer derer maßgeblich beeinflusst, ist die Länge des Blechstreifens. Diese Größe spielt bei der SCS-Technologie die wichtigste Funktion, da sie auf einfache Weise und ohne Modifikation des Werkzeuges respektive der Formelementeverbunde die induzierte Spannung und damit den erreichten Umformgrad φ

beeinflusst. Um den Einfluss der geometrischen sowie der tribologisch wirkenden Einflussparameter in Kombination zu untersuchen, wurde ein modulares Versuchswerkzeug entwickelt, welches die Variation multipler Parameter erlaubt [Pap11a]. Dieses ist in Abbildung 79 dargestellt.

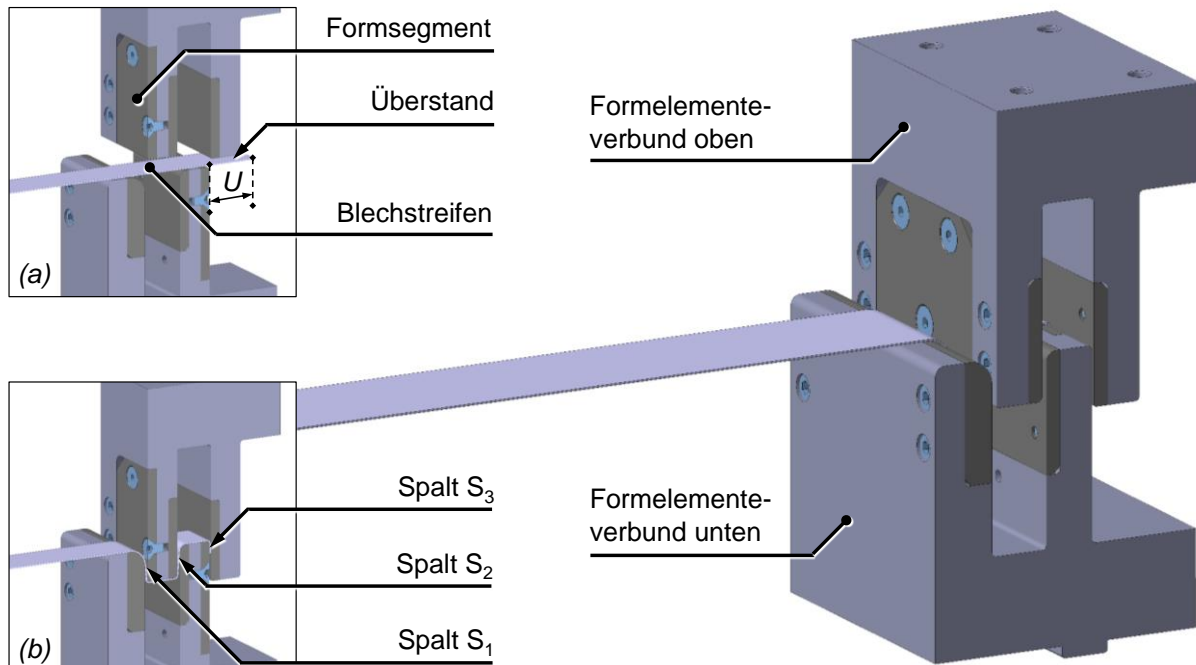


Abbildung 79: Konstruktionsmodell des entwickelten modularen SCS-Versuchswerkzeuges

Als Geometrie für die Formelemente wurde die in Kapitel 3.1.1 bereits vorgestellte Variante G3 mit hyperbolischer Konstellation der Formelemente gewählt. Die Radien der Formelemente wurden auf Basis der in Kapitel 5.1.3 vorgestellten Erkenntnisse und auf Basis von Voruntersuchungen festgelegt. Um die Oberflächentextur sowie die Formelementespalte S_i variieren zu können, wurden die Bereiche der Formradien als auswechselbare Formeinsätze konzipiert und umgesetzt. Diese wurden analog zu den Ziehbacken aus den Untersuchungen der Oberflächentopographie mit gefräster, sandgestrahlter und beschichteter Topocrom-Oberfläche gefertigt. Die Länge des Blechstreifens wird anhand des Überstandes U vom letzten Formsegment des unteren Formelementeverbandes gemessen. In der Detailansicht (a) in Abbildung 79 ist die Schnittdarstellung des SCS-Versuchswerkzeuges vor dem Reckvorgang dargestellt. Der Überstand U des Blechstreifens ist hier gut erkennbar. In der Detailansicht (b) sind die Formelementespalte S_1 , S_2 und S_3 dargestellt, diese werden durch entsprechendes Unterlegen mittels Blechfolie variiert.

Für die Erfassung der durch die SCS-Formelemente induzierten Zugspannung bzw. Zugkraft ist im Einspannbereich des Blechstreifens eine Kraftmessdose installiert. Diese erfasst über die Eingriffstiefe, welche durch einen Wegsensor aufgezeichnet wird, die sich ergebende Zugkraft. Die beiden Größen können anschließend in Diagrammen dargestellt und interpretiert werden. Als weitere Vergleichsgröße dient die im Blechstreifen erreichte Hauptformänderung ϕ_1 . Diese wird durch ein optisches Messsystem mittels eines vorher aufgetragenen Musters berechnet,

welches sich durch den Reckvorgang verzerrt. Das Messsystem errechnet auf Basis des Ursprungsmusters, welches vorher erfasst wird, die sich ergebende Formänderung.

5.3.1 Einfluss geometrischer und tribologischer Parameter

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zum Einfluss geometrischer und tribologischer Parameter auf den SCS-Prozess wurde das neu entwickelte modulare SCS Versuchswerkzeug verwendet. Hierbei wurden, wie in den zuvor durchgeführten Untersuchungen auch, Blechstreifen der Güte DC04 mit der Basisbeölung PL61 und einer Ausgangsblechdicke von $s_0=0,80\text{mm}$ verwendet. Um den Einfluss verschiedener Größen wie Formelementespalt, Walzrichtung der Blechstreifen und Blechstreifenlänge zu untersuchen, wurden im Rahmen der Versuche folgende Parameter variiert:

Tabelle 2: Übersicht der variierten Parameter zur Untersuchung von deren Einfluss auf den SCS-Prozess

Oberflächenstruktur	- [-]	gefräst	sandgestrahlt				beschichtet	
Formelementespalt	S1 [mm]	0,85	1,3	1,7	2,1			
	S2 [mm]	0,85	1,1	1,4	1,7			
	S3 [mm]	0,75	0,85	1,0	1,2			
Überstand	U [mm]	0	10	20	30	40	50	60
Walzrichtung Blech	WR [°]	0	45				90	

Wie aus Tabelle 2 hervorgeht, stehen bei dieser Untersuchung die geometrischen Größen als Variationsparameter im Vordergrund, da der Biege- und Reibungseinfluss bereits eingehend untersucht wurde. Dennoch soll die Oberflächenstruktur der Formsegmente hier mit betrachtet werden, da sie ebenfalls einen wichtigen Einflussfaktor darstellt. Um den Blechwerkstoff und dessen anisotrope Eigenschaften hinsichtlich der Textur mit einbeziehen zu können, sind ebenfalls Versuche mit Blechzuschnitten mit unterschiedlicher Walzrichtung vorgesehen. Die Vielzahl an Variationsparametern, die hier festgelegt wurden, erlaubt aufgrund der in Summe 4032 Kombinationsmöglichkeiten keine vollfaktorielle Untersuchung. Daher werden bestimmte Kombinationen untersucht, die auf Basis von Erfahrungswerten und aufgrund der bereits gewonnenen Erkenntnisse aus Kapitel 3.1 festgelegt werden. Diese als Ausgangsbasis festgelegten Parameter sind in Tabelle 2 fett markiert. Basierend darauf werden schrittweise die Formelementespalte S_i und die Formeinsätze und damit die Oberflächenstruktur variiert. Um Wechselwirkungen bei gleichzeitiger Variation mehrerer Parameter auszuschließen, werden diese einzeln und nacheinander verändert. Dadurch soll die Aussagekraft der Ergebnisse nicht verfälscht werden. In Summe wurden im Rahmen dieser Untersuchungen ca. 400 Blechstreifen mit einem Messraster versehen, unter gleichbleibenden Bedingungen umgeformt und die erfassten Größen analysiert und ausgewertet. Das Ziel dieser Untersuchungen lag in der Identifizierung von geometrischen Einflußgrößen auf die Zugkraftinduktion der Formelemente eines SCS-Werkzeuges.

Zunächst werden mit den Basiswerten die drei Formeinsätze unter Variation des Überstandes U untersucht. Ein typischer Kraft-Weg-Verlauf dieser ersten Betrachtung sowie die Auswertung mithilfe des erwähnten optischen Messgerätes zur Erfassung der Formänderung sind in Abbildung 80 zusammengefasst.

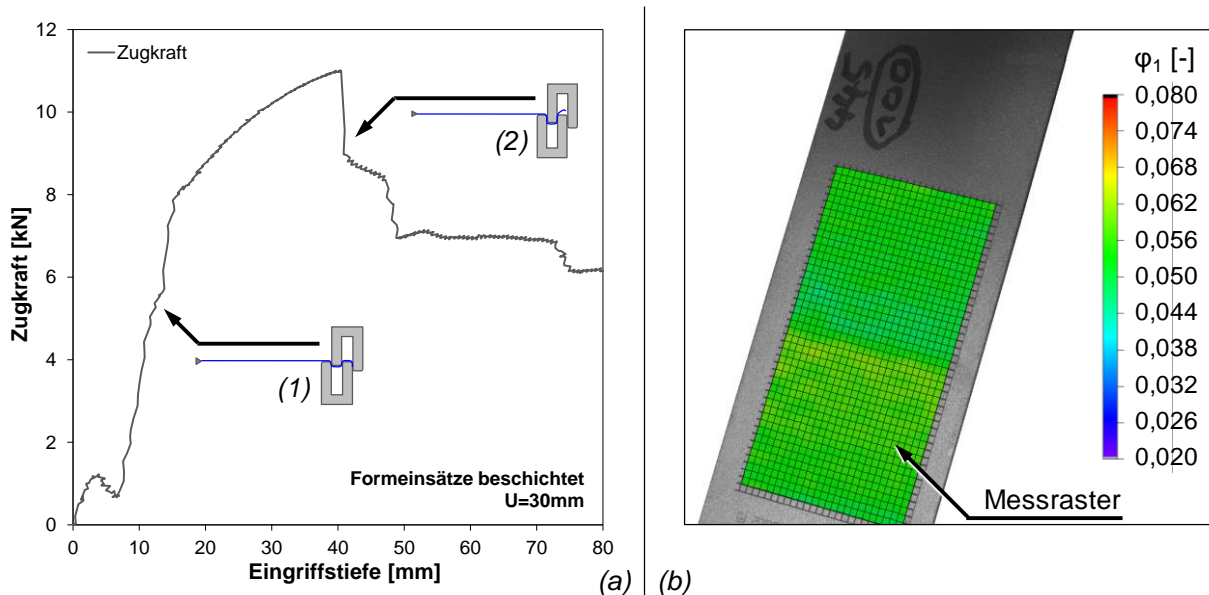


Abbildung 80: Typischer Kraft-Weg-Verlauf beim ebenen Recken eines Blechstreifens mittels des modularen SCS-Versuchswerkzeuges (a) und entsprechende Auswertung des gereckten Blechstreifens mithilfe optischer Messtechnik (b)

Der hier dargestellte Kraft-Weg-Verlauf wurde unter Verwendung der beschichteten Formeinsätze mit einem Überstand $U=30\text{mm}$ ermittelt. Zunächst steigt die Zugkraft, welche durch den Eingriff der oberen in den unteren Formelementeverbund und den damit zusammenhängenden Einzug des Blechstreifens initialisiert wird, zügig an. Während dieser Phase wird der Blechstreifen lateral gereckt (vgl. Abbildung 80a, Detail 1). Fließt das Streifenende über den Formradius des letzten Formelements, fällt die Zugkraft plötzlich ab und der Reckvorgang ist abgeschlossen, da die hierfür nötige Fließspannung k_f nicht mehr überschritten wird (vgl. Abbildung 80a, Detail 2). Die Zugkraft fällt jedoch nicht auf das Nullniveau herab, vielmehr ist ein Restkraftniveau zu erkennen, welches von den geometrischen und tribologischen Parametern abhängt. Dieses Kraftniveau nach Ende des Reckvorgangs ist für eine anschließende Tiefziehooperation bzw. das Ausformen eines Bauteils enorm wichtig, da es ein unkontrolliertes Einfließen des Werkstoffs in die Matrize verhindert. Beim konventionellen Tiefziehen spricht man analog hierzu von der Rückhaltekraft, welche üblicherweise durch den Blechhalter erzeugt wird. Die hier angesprochene Zugkraft nach Ende des Reckvorgangs entspricht der Rückhaltekraft beim Tiefziehen und ist daher eine wichtige Größe für die Auslegung eines SCS-Werkzeuges. In Abbildung 80b ist der entsprechende Blechstreifen dieses Versuchs dargestellt. Man erkennt das verzerrte Raster, welches durch die Auswertesoftware des optischen Messgerätes genutzt wird, um die erreichte Formänderung zu berechnen.

Der sich ergebende Kraft-Weg-Verlauf hängt unmittelbar mit der Länge des Blechstreifens, d.h. mit dem Überstand U zusammen. Dieser beeinflusst sowohl die Dauer des Reckvorgangs und damit die maximal erreichte Zugkraft, welche mit einem bestimmten Umformgrad korrespondiert, als auch die eben beschriebene Rückhaltekraft nach dem Reckvorgang. Weiterhin beeinflusst sie das Ergebnis des Umformvorgangs hinsichtlich der Realisierung eines fehlerfreien oder eines fehlerhaften Bauteils. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 81 beispielhaft dargestellt.

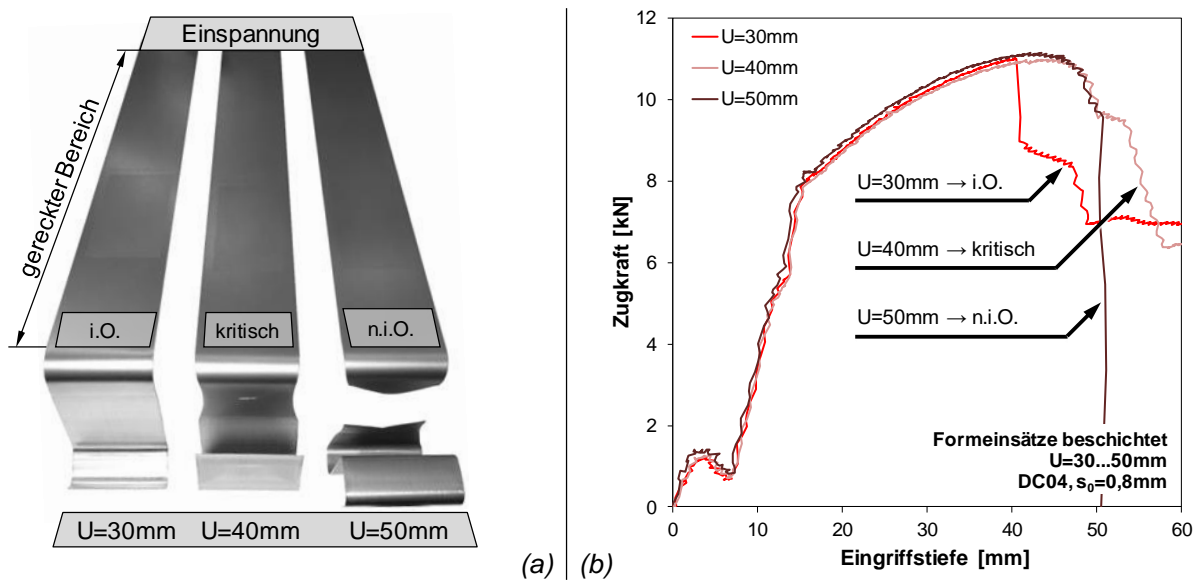


Abbildung 81: Mittels des SCS-Versuchswerkzeuges lateral gereckte Blechstreifen mit $U=30\dots 50\text{mm}$ (a) und entsprechende Kraft-Weg-Verläufe (b)

In Abbildung 81a ist das Ergebnis für verschiedene Überstände U direkt am Blechstreifen zu sehen. Für größer werdende Abmessungen des Blechstreifens erhöht sich auch die Dauer der Spannungsinduzierung durch die Formelemente, welche sich im Eingriff mit dem Blechstreifen befinden. Wird der Reckvorgang nicht abgeschlossen, ehe die Zugfestigkeit R_m des Blechwerkstoffs im Punkt A (vgl. Abbildung 49) überschritten wird, so findet dort eine Spannungslokalisierung statt und der Werkstoff beginnt einzuschnüren (Abbildung 81a, Mitte). Bei weiterer Vergrößerung des Überstandes U führt diese Spannungslokalisierung zum Abreißen des Blechstreifens. Die für einen anschließenden Tiefziehvorgang nötige Rückhaltekraft sinkt für diesen Fall auf null (Abbildung 81b, Kurve $U=50\text{mm}$), weshalb die Wahl der Blechabmessungen von entscheidender Bedeutung ist.

Um den Einfluss des Überstandes U auf den erzielbaren Umformgrad im Blechstreifen zu prüfen, wurden anschließend Versuche unter Verwendung der in Tabelle 2 aufgelisteten Formeinsätze mit unterschiedlicher Oberflächenstruktur durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind in Abbildung 82 zusammengefasst. Es ist deutlich zu erkennen, dass die unbehandelten Formeinsätze nur einen geringen Reibungskraftanteil an der Gesamtzugkraft haben und daher nur geringe Formänderungen realisiert werden. Die sandgestrahlten und auch die beschich-

teten Formeinsätze hingegen erlauben, wie bereits während der Untersuchungen in Kapitel 5.1.3 erwähnt, eine hohe Zugkraftinduktion durch entsprechend hohe Reibungsanteile und demnach auch die Realisierung hoher Umformgrade.

Für einen Überstand $U=40\text{mm}$ ist für die hier gewählte Parameterkonstellation eine Sättigung zu verzeichnen, d.h. selbst mit weiterer Vergrößerung von U kann der Umformgrad nicht weiter gesteigert werden. Dies hängt u.a. damit zusammen, dass für einen Überstand $U \geq 50\text{mm}$ die Blechstreifen entsprechend Abbildung 81a versagen. Für $U=30\text{mm}$ sind die besten Ergebnisse hinsichtlich Umformgrad und Rückhaltekraft erzielt worden (vgl. Abbildung 83).

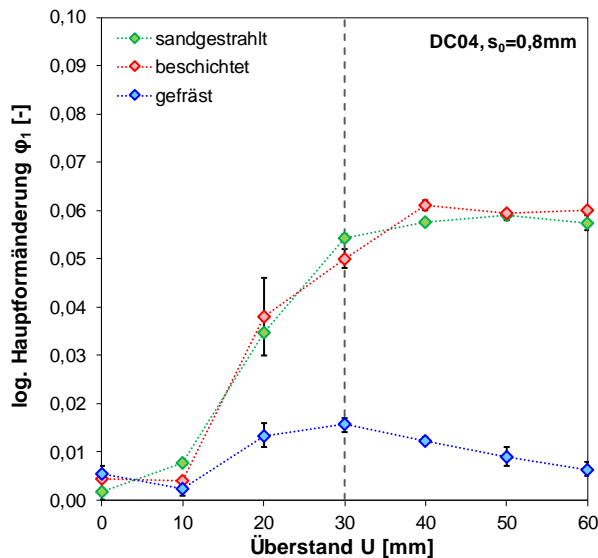


Abbildung 82: Einfluss der Oberflächentopographie und des Überstandes U auf die maximal erreichbare Hauptformänderung

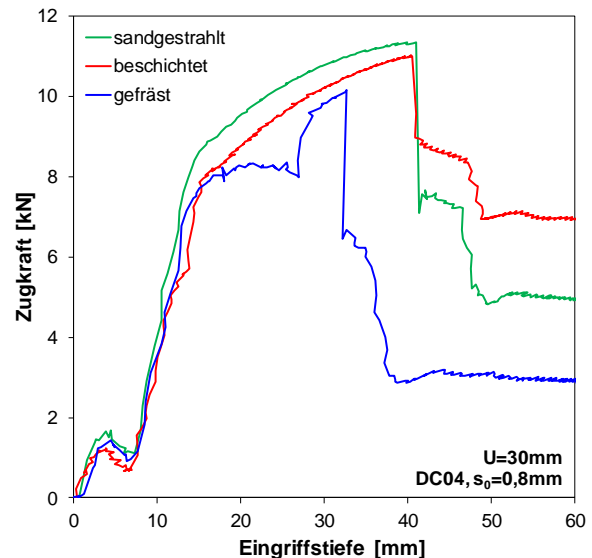


Abbildung 83: Kraft-Weg-Verläufe der Versuchsreihe $U=30\text{mm}$ unter Verwendung verschiedener Formeinsätze

Man erkennt die deutlich höhere Zugkraftinduktion bei Verwendung der sandgestrahlten und beschichteten Formeinsätze im Vergleich zu den unbehandelten. Weiterhin ist ein deutlicher Unterschied zwischen den drei Formeinsätzen in Bezug auf die Rückhaltekraft zu erkennen. Trotz der marginal höheren Zugkraft und des etwas höheren Umformgrades bei Verwendung der sandgestrahlten Formeinsätze, ist die Rückhaltekraft bei Verwendung der beschichteten Formeinsätze deutlich höher. D.h. nicht allein die erzielte Formänderung ist entscheidend für den SCS-Prozess, sondern vielmehr die Kombination aus Umformgrad und Rückhaltekraft. Entsprechend der Prämisse, möglichst hohe Umformgrade bei adäquatem Materialeinsatz zu erzielen, werden für die Untersuchungen zur Variation der Formelementespalte S_i lediglich Blechstreifen mit einem Überstand $U=20\dots30\text{mm}$ betrachtet. Für $U < 20\text{mm}$ ist die erreichte Formänderung sehr gering und für $U > 40\text{mm}$ ist keine weitere Steigerung des Umformgrades durch Erhöhung des Materialeinsatzes möglich, ohne ein Versagen zu vermeiden. Daher wird im nachfolgenden auf die Untersuchung des Einflusses von $U > 40\text{mm}$ und $U < 20\text{mm}$ verzichtet. In Abbildung 84 sind die Ergebnisse der Versuchsreihe zur Ermittlung des Einflusses der Formelementespalte S_i auf den SCS-Prozess zusammengefasst.

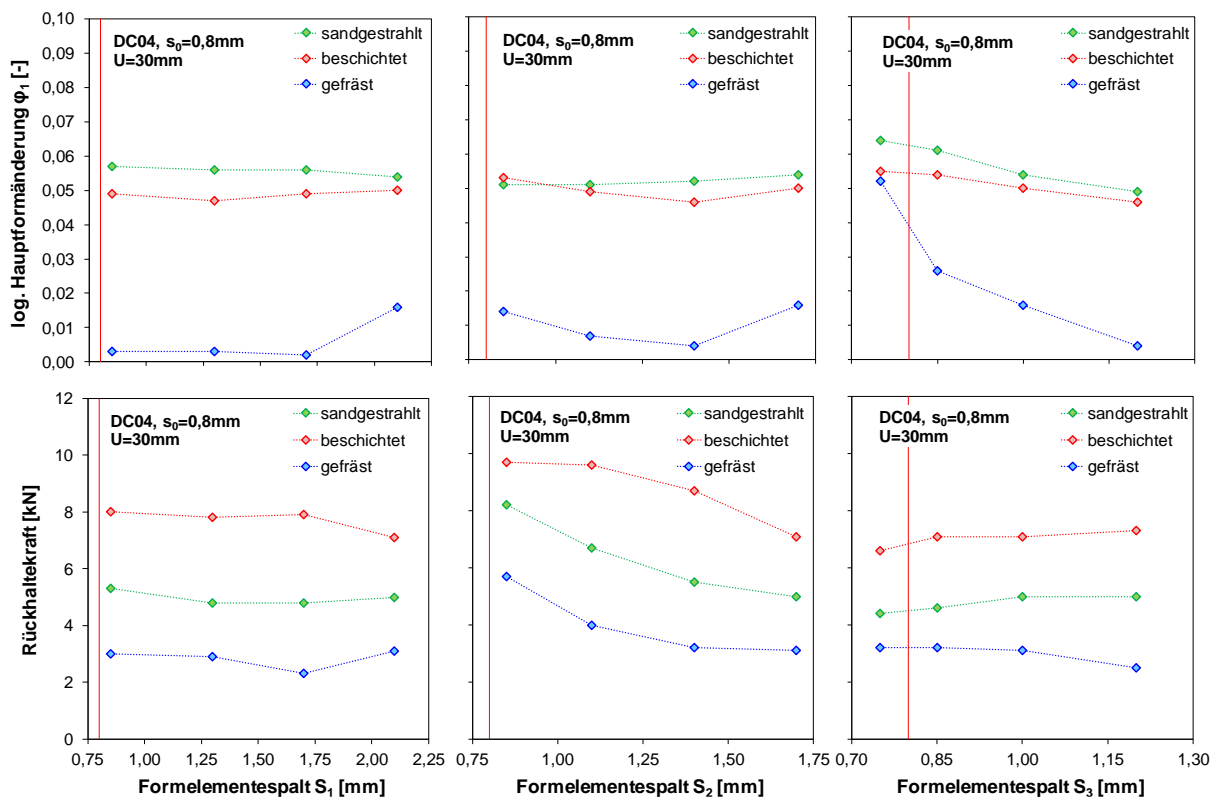


Abbildung 84: Einfluss der Formelementespalte S_i und der Formeinsätze auf die maximal erreichbare Hauptformänderung und die Rückhaltekraft für einen Überstand $U=30\text{mm}$

Wie deutlich zu erkennen ist, besitzt der Formelementespalt S_1 kaum Einfluss auf den Prozess. Sowohl die Hauptformänderung als auch die Rückhaltekraft sinken nur unmerklich mit zunehmendem Spalt. Formelementespalt S_2 hingegen beeinflusst den Prozess hinsichtlich der maximalen Rückhaltekraft maßgeblich. Mit abnehmendem Spalt S_2 steigt die Rückhaltekraft stetig an. Bei einem Spalt von $S_2=0,80\text{mm}$ ist das Maximum für alle drei Formeinsätze erreicht, wobei analog zu Abbildung 83 die beschichteten Formeinsätze das beste Ergebnis zeigen. Die vertikale, rot dargestellte Linie zeigt die Ausgangsblechdicke s_0 des Blechstreifens und indiziert einen positiven oder negativen Spalt S_i . Für die Variation der Formelementespalte S_1 und S_2 wurden ausschließlich positive Spalte gewählt, während für den Spalt S_3 auch eine Konstellation mit negativem Spalt untersucht wurde. Dieser wirkt sich positiv in Bezug auf die Induzierung eines maximalen Umformgrades aus, selbst unter Verwendung der unbehandelten Formeinsätze. Grundsätzlich lässt sich hier sagen, dass für sinkende Spalte S_3 der maximal erreichbare Umformgrad steigt. Die Rückhaltekraft wird durch den Spalt S_3 kaum beeinflusst und sinkt mit abnehmendem Spalt nur marginal. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass für hohe Rückhaltekräfte ein geringer Spalt S_2 und für hohe Umformgrade ein geringer Spalt S_3 zu wählen sind. Die Ergebnisse für die Untersuchungen mit $U=20\text{mm}$ und $U=40\text{mm}$ sind Abbildung 150 und Abbildung 151 dem Anhang 9.1 zu entnehmen.

Abschließend wurde unter Verwendung der beschichteten Formeinsätze eine Untersuchung zur Ermittlung der optimalen Lage des Blechstreifens relativ zu seiner Walzrichtung durchgeführt.

Auf Basis der bereits gewonnenen Erkenntnisse wurde für diese Untersuchung der Überstand auf $U=0\dots 40\text{mm}$ eingegrenzt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 85 zusammengefasst.

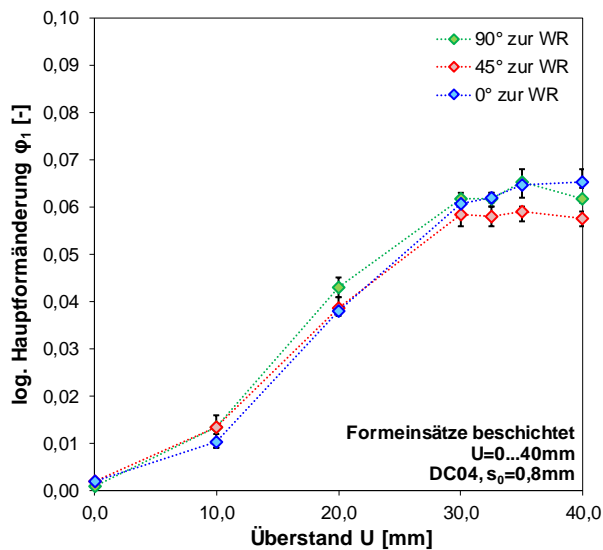


Abbildung 85: Einfluss der Walzrichtung auf die maximal erreichbare Hauptformänderung

Bei den verwendeten Blechstreifen, welche mit 0° und mit 90° zur Walzrichtung orientiert sind, ist der Einfluss auf die erreichte Formänderung von nachrangiger Bedeutung. Lediglich für die Blechstreifen, welche mit 45° zur Walzrichtung orientiert sind, ist eine nicht vernachlässigbare Reduzierung der erreichbaren Formänderung zu vermerken.

5.3.2 Simulation des Umformprozesses und Validierung

Das Ziel dieser Simulationsuntersuchung ist die Validierung des Umformprozesses, sodass für die Übertragung der SCS-Prozesskinematik auf weitere Bauteilgeometrien die entsprechende Werkzeugauslegung und die Konzipierung der Formelementeverbunde zunächst virtuell erfolgen können. Dadurch kann die Geometrie der Formelemente ohne die Fertigung kostenintensiver Prototypwerkzeuge bei enormer Zeiteinsparung optimiert werden.

Auf Basis der bereits gewonnenen Erkenntnisse wurde ein Simulationsmodell mit den entsprechenden Wirkflächen der Werkzeuge erzeugt und die Kenngrößen des verwendeten Werkstoffs hinterlegt. Diese wurden zuvor mithilfe des Flachzugversuches experimentell ermittelt, sodass der Prozess möglichst realitätsnah im Simulationsmodell abgebildet werden kann. Für die Validierung des Simulationsmodells wurde die bereits in den Grundlagenuntersuchungen zur Wirkungsweise der SCS-Technologie verwendete Formelementegeometrie G3 gewählt. Hierfür wurden die in Tabelle 2 beschriebenen Basisgrößen für die Formelementespalte S_i und ein Überstand $U=30\text{mm}$ gewählt. Das Tribo-System in der Simulation wurde mit dem Ziel der genauen Nachbildung der beschichteten Formeinsätze ausgelegt und auf Basis des Coulombschen Reibungsgesetzes modelliert.

Als Vergleichsgrößen für die Validierung der Simulation wurden mehrere bekannte Prozessgrößen in Betracht gezogen. Zunächst wurde der Zugkraftverlauf betrachtet und sowohl die Charakteristik der Kraft-Weg-Kurve als auch das Kraftmaximum miteinander verglichen. Als weitere Größe wurde die erzielte Hauptformänderung im frei gereckten Mittenbereich des

Blechstreifens herangezogen. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse aus experimentell ermittelten und simulierten Daten sind in Abbildung 86 sowie in Abbildung 87 zusammengefasst.

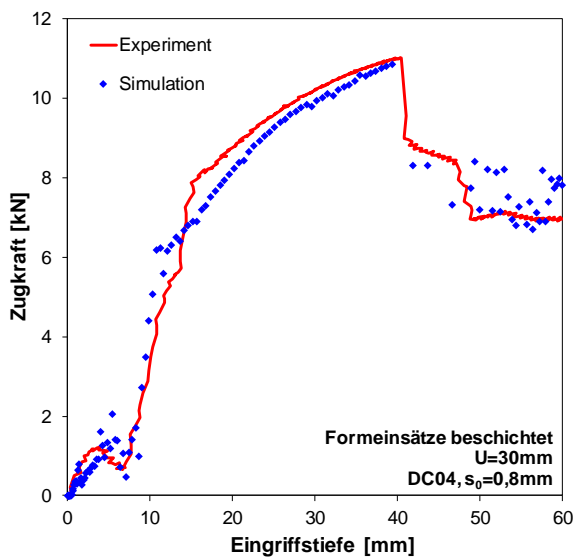


Abbildung 86: Vergleich der Kraft-Weg-Kurven zwischen Experiment und Simulation

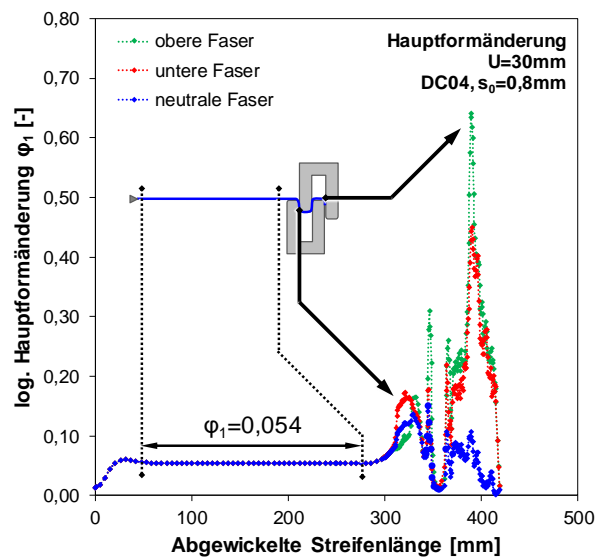


Abbildung 87: Hauptformänderung entlang der abgewickelten Länge des Blechstreifens (Simulation)

Der direkte Vergleich der Kraft-Weg-Kurven in Abbildung 86 zeigt nahezu deckungsgleiche Kurven zwischen den experimentell ermittelten und den simulierten Werten. Sowohl der Kurvenverlauf als auch das Maximum der induzierten Zugkraft sind identisch. In Abbildung 87 ist entlang der abgewickelten Länge des simulierten Blechstreifens die lokale Hauptformänderung dargestellt. Man erkennt deutliche Dehnungsspitzen in der unteren bzw. oberen Blechfaser, speziell in den Bereichen, die einer starken Biegebelastung am Formradius unterliegen. Im freien Mittenbereich wird eine Hauptformänderung von $\varphi_1=0,054$ vorausgesagt. Die aus dem Experiment errechnete Hauptformänderung im Mittenbereich des Blechstreifens liegt bei $\varphi_1=0,052$. Mithilfe dieser Vergleichsgrößen sind die Simulationsmethodik und die hierfür verwendeten Simulationsparameter validiert. Auf Basis dieses Modells ist somit nun eine virtuelle Betrachtung des SCS-Prozesses unter Verwendung des gleichen Werkstoffs möglich.

5.4 Übertragung der SCS-Technologie auf Aluminiumlegierungen

Die im Rahmen der Voruntersuchungen vorgestellte und diskutierte SCS-Technologie wurde ausschließlich zum Recken bzw. zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Stahlblechwerkstoffen eingesetzt. Außenhautbauteile heutiger PKW-Karosserien werden aus Gründen des Leichtbaus zunehmend aus Werkstoffen hergestellt, die einen Gewichtsvorteil bei nahezu gleichbleibenden mechanischen Eigenschaften bieten. Aluminium stellt einen solchen sog. Leichtbauwerkstoff dar und wird daher vermehrt im Automobilsektor eingesetzt. Um dieser Entwicklung Rechnung zu tragen, wird die Funktionsweise der SCS-Technologie hinsichtlich deren Übertragbarkeit auf Aluminiumlegierungen untersucht. Zunächst werden Formelementverbunde konzipiert, die eine laterale Reckung eines Blechstreifens aus einer gängigen Aluminiumlegierung der 6xxx-Familie ermöglichen. Hierzu wird auf Basis der bereits entwickelten

SCS-Formelementegeometrie eine experimentelle Untersuchung durchgeführt. Auf Basis dieser Untersuchung soll anschließend ein Simulationsmodell für Aluminium validiert werden, sodass anschließende Optimierungsmaßnahmen der Formelementegeometrie simulativ erfolgen können.

5.4.1 Ebenes Recken von Aluminiumplatinen

Auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse beim Recken von Blechstreifen aus DC04 wurden Formelementverbunde für das Recken von Aluminium konzipiert und ausgelegt [Pap09]. Die grundlegende Funktion sowie die geometrischen Hauptabmessungen der Formelementverbunde verändern sich beim Recken von Aluminium nicht. Lediglich die Formelementespalte und die Formradien müssen auf die Blechdicke und auf die mechanischen Eigenschaften des Aluminiumwerkstoffs angepasst werden. Die niedrigere Zugfestigkeit und der geringere E-Modul von Aluminium werden in der Automobilindustrie meist durch erhöhte Blechdicken im Vergleich zu Stahlblech kompensiert. Daher müssen die Formelementespalte entsprechend vergrößert werden. Die Formradien müssen ebenfalls aufgrund des geringeren Umformvermögens von Aluminium im Vergleich zu Stahl angepasst werden, um ein Versagen durch zu hohe Biegespannungen beim Ziehen über die Formradien zu vermeiden [Sch10]. Die relevanten Kenngrößen der hier untersuchten Aluminiumlegierung sind in Tabelle 3 zusammengefasst:

Tabelle 3: Werkstoffkennwerte der untersuchten Aluminiumlegierung EN AW 6016

	s_0 [mm]	E-Modul [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]
AC170Px (EN AW 6016)	1,04	67	215	110

Da die Vorgehensweise beim Recken von Blechstreifen aus Aluminium die gleiche wie bei Stahlblechwerkstoffen bleibt, wird an dieser Stelle auf eine weitere detaillierte Beschreibung verzichtet. Stattdessen werden die experimentellen Ergebnisse der Untersuchung und die Validierung der FEM Prozesssimulation vorgestellt. Diese dient im weiteren Verlauf der Untersuchungen als Basis für weitere Optimierungen und Neuentwicklungen von Formelementegeometrien.

Zunächst wurden Blechstreifen der Güte AC170Px mittels der SCS-Versuchsvorrichtung (vgl. Abbildung 50) lateral gereckt. Hierbei wurde der Kraft-Weg-Verlauf aufgezeichnet, um als Validierungsgröße für die FEM-Prozesssimulation zu dienen. Weiterhin wurde die Hauptformänderung an mehreren Positionen auf dem Blechstreifen mittels optischer Messtechnik erfasst, diese Größen sollen im späteren Verlauf der Untersuchungen ebenfalls als Validierungsgrößen dienen. In Abbildung 88 sind beispielhaft ein gereckter Blechstreifen sowie ausgewählte Kraft-Weg-Kurven dieser Untersuchungsreihe dargestellt. Analog zu den Versuchsreihen unter Verwendung von Blechstreifen aus Stahlblech ist auch hier eine deutliche Abhängigkeit der Zugkraft von den Längenabmessungen des gereckten Blechstreifens zu erkennen. Mit zunehmender Streifenlänge steigt die maximal induzierte Zugkraft an, dieser Sachverhalt ist mit einer erhöhten Formänderung verbunden.

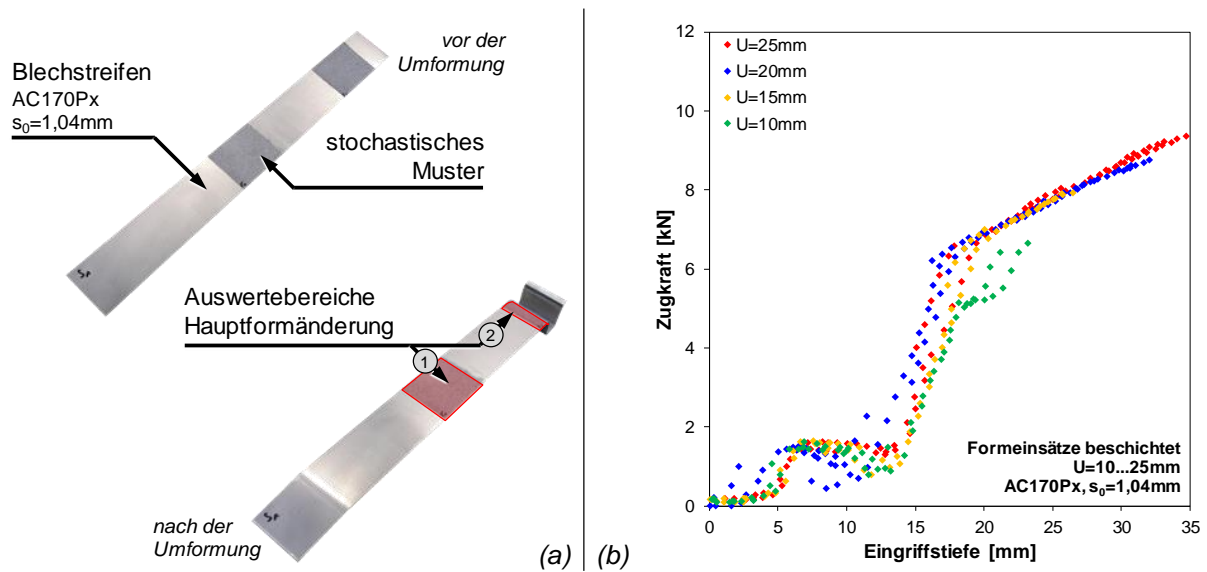


Abbildung 88: Recken von Blechstreifen aus Aluminium AC170Px (a) sowie ermittelte Kraft-Weg-Kurven (b) für vier unterschiedlich lange Blechstreifen

Um die maximal erreichbare Hauptformänderung beim Recken von Blechstreifen aus Aluminium AC170Px unter Einsatz der hier gewählten Formelementeverbunde zu ermitteln, wurde ein optisches Messgerät verwendet. Dieses zeichnet ein zuvor aufgebrachtes stochastisches Muster auf, welches sich durch den Reckvorgang verzerrt. Diese Verzerrung wird durch das Messsystem nach dem Umformvorgang erfasst und daraus die Hauptformänderung errechnet. Die Auswertung eines exemplarischen Blechstreifens der Ausgangslänge $l_0 = 440\text{mm}$ mit einem Überstand $U = 25\text{mm}$ ist in Abbildung 89 dargestellt.

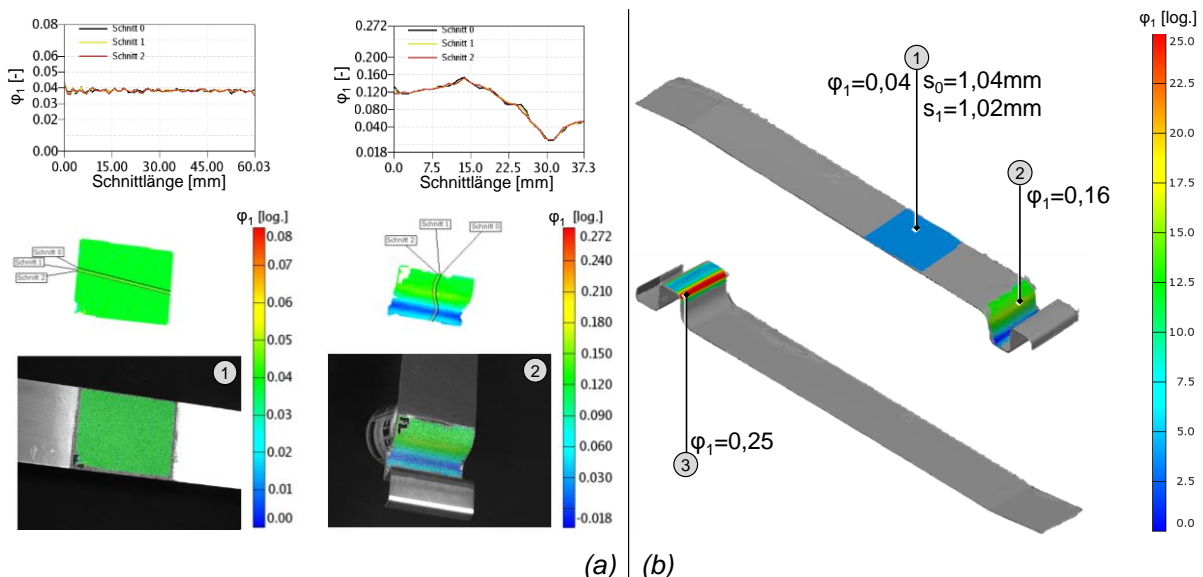


Abbildung 89: Auswertemaske des optischen Messgerätes (a) und damit ermittelte Hauptformgrade (b)

Das optische Messgerät erlaubt die exakte Ermittlung der Hauptformänderung auch entlang von virtuellen Linienschnitten innerhalb des stochastischen Musters. Im relevanten Mittenbereich

des Blechstreifens wird eine Formänderung von $\varphi_1=0,04$ erreicht (vgl. Abbildung 89a, Messbereich 1). Im Zargenbereich (vgl. Abbildung 89a/b, Messbereich 2) und im Bereich einer ausgewählten Biegekante (vgl. Abbildung 89b, Messbereich 3) werden deutlich höhere Umformgrade erreicht. Dies muss bei der Auslegung der Formradien explizit berücksichtigt werden, da das Risiko des Streifenabrisses bei kleinen Formradien signifikant steigen kann. Die Blechdickenmessung ist mithilfe des optischen Messgerätes ebenfalls möglich, sodass eine weitere Validierungsgröße für den Abgleich mit der Simulation zur Verfügung steht.

5.4.2 Simulation des Umformprozesses und Validierung

Analog zu den Untersuchungen unter Verwendung von Stahlblech soll auch beim Einsatz von Aluminiumblechwerkstoffen die Möglichkeit bestehen Optimierungsmaßnahmen und Neuentwicklungen zunächst virtuell mittels FEM Simulationsmodellen durchzuführen. Daher wird im Folgenden ein Simulationsmodell mit den entsprechenden Wirkflächen der Werkzeuge erzeugt und der Reckvorgang virtuell durchgeführt. Die für das Materialmodell nötigen Kenngrößen wurden mithilfe des Flachzugversuches experimentell ermittelt. Für die Modellierung des Tribo-Systems wurde auch hier das Coulombsche Reibungsgesetz verwendet.

Als Vergleichsgrößen für die Validierung der Simulation wurden auch hier mehrere Größen wie z.B. der Zugkraftverlauf während des Reckvorgangs, die Blechausdünnung sowie die Hauptumformgrade an mehreren Messstellen entlang der Probengeometrie betrachtet. Zunächst wurden der Zugkraftverlauf der experimentellen Untersuchung und der des Simulationsmodells betrachtet. Der direkte Vergleich der Ergebnisse in Abbildung 90 zeigt identische Kraft-Weg-Kurven für die experimentellen Untersuchungen und für die Simulation.

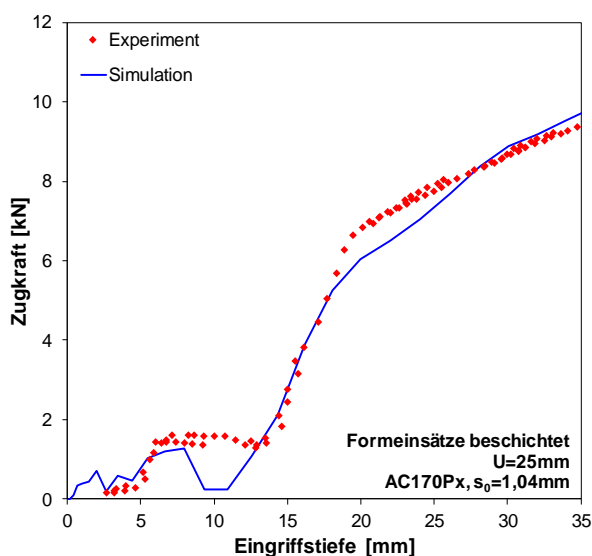


Abbildung 90: Vergleich der Kraft-Weg-Kurven zwischen Experiment und Simulation

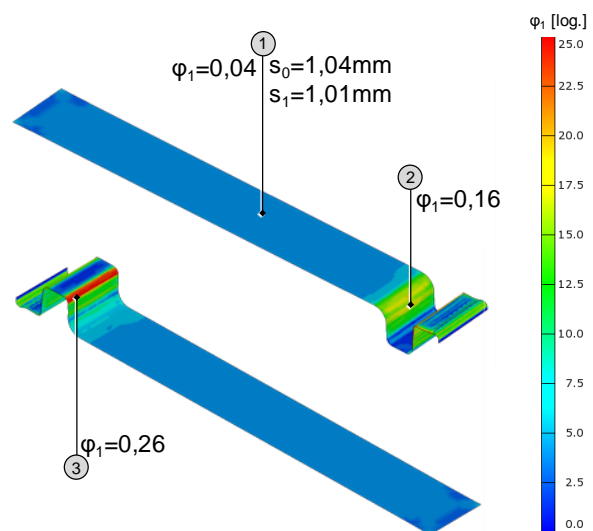


Abbildung 91: Hauptformänderung an ausgewählten Messstellen (Simulation)

Weiterhin wurde die erzielte Hauptformänderung im frei gereckten Mittenbereich des Blechstreifens sowie an zwei weiteren Messstellen analog zu den Versuchen des in Abbildung 88a

dargestellten Blechstreifens herangezogen. Die Ergebnisse der Umformsimulation sind in Abbildung 91 dargestellt. Im freien Mittenbereich wird eine Hauptformänderung von $\varphi_1=0,04$ vorausgesagt. Die aus dem Experiment errechnete Hauptformänderung im Mittenbereich des Blechstreifens liegt ebenfalls bei $\varphi_1=0,04$ (vgl. Abbildung 89b). Für die beiden anderen Messstellen entsprechen die Werte ebenfalls denen aus den Experimenten. Schließlich wurde die Blechdicke s_1 nach dem Reckvorgang ebenfalls als Validierungsgröße herangezogen. Auch hier sind zwischen Experiment und Simulation nahezu keine Unterschiede erkennbar.

Auf Basis dieser Größen sind auch beim Einsatz des hier verwendeten Aluminiumblechwerkstoffs die Simulationsmethodik und die hierfür verwendeten Parameter validiert. Auf Basis dieses Modells kann nun eine virtuelle Betrachtung des SCS-Prozesses für Aluminiumblechwerkstoffe erfolgen.

5.4.3 Einfluss der natürlichen Alterung des verwendeten Blechwerkstoffs

Im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen zur Übertragung der SCS-Technologie auf Aluminiumlegierungen wurden zunächst verschiedene Aluminiumlegierungen der 6xxx-Familie mittels der SCS-Formelementeverbunde gereckt. Das Ziel dieser Versuchsreihe bestand darin, zunächst Erkenntnisse über das Verhalten der Blechstreifen unter Verwendung verschiedener Formradien und unterschiedlicher Formelementespalte zu gewinnen. Es wurde daher auf bereits vorhandenes Lagermaterial zurückgegriffen, welches unterschiedliche Alterungszustände aufwies. Es konnte beobachtet werden, dass die Ergebnisse von Experimenten gleicher Ausgangsvoraussetzungen bei Verwendung von Blechstreifen unterschiedlicher Chargen bzw. unterschiedlichen Alters, deutliche Unterschiede im Kraft-Weg-Verlauf und in der erzielten Formänderung aufwiesen. Der Alterungsprozess bei Aluminium ist ein bekanntes Phänomen, jedoch wurden derart große Unterschiede in den erzielten Ergebnissen festgestellt, dass eine Versuchsreihe zur Ermittlung der Werkstoffkennwerte in Abhängigkeit vom Alterungszustand nötig wurde. Als Werkstoff wurde die in Kapitel 5.4.1 bereits vorgestellte Aluminiumlegierung AC170Px mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=1,04\text{mm}$ gewählt. Die zu prüfenden Größen sowie der Zeitplan zur Ermittlung dieser Größen sind in Tabelle 4 zusammengefasst:

Tabelle 4: Versuchsplan zur Ermittlung der alterungsabhängigen Werkstoffkennwerte für EN AW 6016

AC170Px (EN AW 6016) $s_0=1,04\text{mm}$	Messreihe	E-Modul	$R_{p0,2}$	R_m	A_g	r	n
		[MPa]	[MPa]	[Mpa]	[%]	[-]	[-]
	1	Ermittlung der Werkstoffkennwerte nach Anlieferung des Werkstoffs					
	2	Nachuntersuchung nach 3 Monaten Alterung					
	3	Nachuntersuchung nach 6 Monaten Alterung					
	4	Nachuntersuchung nach 9 Monaten Alterung					
	5	Nachuntersuchung nach 12 Monaten Alterung					

Die im Rahmen dieser Untersuchung geprüften Flachzugproben wurden direkt nach Anlieferung des Blechwerkstoffs aus dem Walzwerk hergestellt. Die erste Messreihe zur Ermittlung der Werkstoffkennwerte ohne Einfluss der Alterung wurde unmittelbar durchgeführt. Um Alterungseinflüsse auf die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zur Übertragung der SCS-Technologie auf Aluminium (vgl. Kapitel 5.4.1) zu vermeiden, wurden die verwendeten Blechstreifen ebenfalls aus dieser Charge entnommen und die entsprechenden Versuche zeitnah durchgeführt. Dadurch konnte bei der Validierung der FEM-Simulationen ein Alterungseinfluss ausgeschlossen werden. Die im Rahmen der Simulation verwendeten Werkstoffkennwerte sind aus der hier beschriebenen Untersuchung hervorgegangen. Das Ergebnis zweier Flachzugversuche bei Anlieferung und nach 12 Monaten Alterung sind in Abbildung 92 dargestellt.

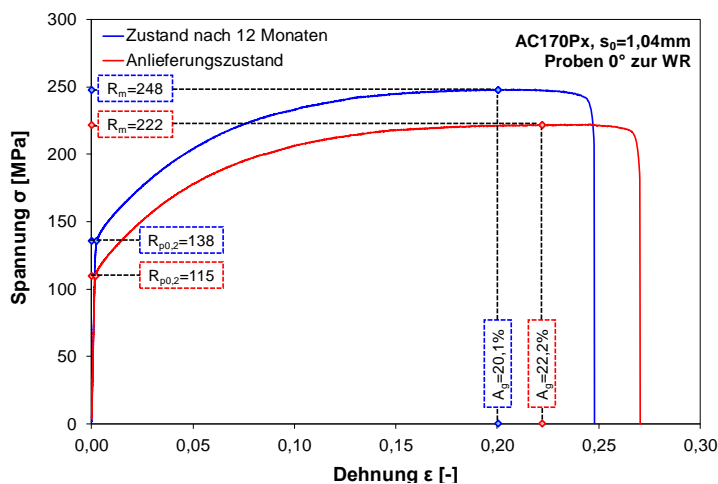


Abbildung 92: Vergleich der Ergebnisse zweier Flachzugversuche für den Werkstoff AC170Px für die Alterungszustände 0 und 12 Monate

Die im Diagramm dargestellten Kennwerte können direkt ausgelesen werden, während die senkrechte Anisotropie r und der Verfestigungsexponent n nach DIN EN ISO 10113 bzw. DIN EN ISO 10275 berechnet werden müssen.

Analog hierzu wurden für die in Tabelle 4 aufgelisteten Zeitabstände die Kennwerte ermittelt. Hierfür wurden Flachzugproben mit einer Orientierung von 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung des Blechwerkstoffs verwendet. Um eine statistische Absicherung der Ergebnisse zu erhalten, wurden alle Versuche sechsfach durchgeführt und es wurde anschließend das arithmetische Mittel der Einzelmessungen gebildet. Die Ergebnisse der Langzeituntersuchung für die Elastizitätsgrenze $R_{p0,2}$, die Zugfestigkeit R_m und für den E-Modul sind in Abbildung 93 zusammengefasst. Sowohl die Elastizitätsgrenze $R_{p0,2}$ als auch die Zugfestigkeit R_m steigen aufgrund der Alterung des Werkstoffs signifikant an. Dies beruht auf der für diese Legierung typischen Ausscheidungshärtung bei Raumtemperatur. Bei der Herstellung der Legierung werden zunächst durch Lösungsglühen alle Mg_2Si -Ausscheidungen vollständig im α -Mischkristall gelöst. Durch ein anschließendes Abschrecken auf Raumtemperatur werden Diffusionsvorgänge gestoppt bzw. laufen nur noch träge ab. Dieser Zustand mit geringer Festigkeit erlaubt eine gute Umformbarkeit des Werkstoffs, die jedoch durch natürliche Alterung herabgesetzt wird. Bei der natürlichen Alterung diffundieren die zuvor gelösten Mg_2Si -Ausscheidungen im Kristallgitter

und behindern die Fortbewegung der Versetzungen während eines anschließenden Umformvorgangs [Bar12]. Der alterungsbedingte Anstieg des E-Moduls begründet sich in der Bindungsenergie der Atome. Mit der Alterung geht ein erhöhter Energiebedarf einher, der notwendig ist, um den Atomabstand elastisch zu vergrößern. Damit steigt der Kraftbedarf pro Dehnungsinkrement und damit die Steigung der Hookeschen Geraden an.

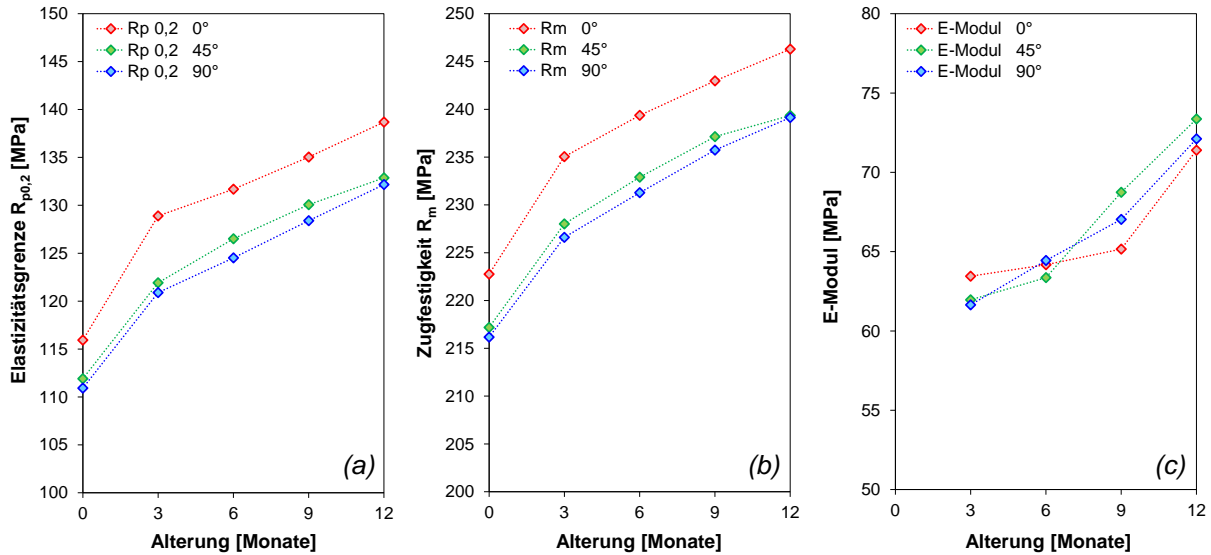


Abbildung 93: Langzeituntersuchung zur Ermittlung der alterungsbedingten Veränderung der Elastizitätsgrenze $R_{p0,2}$ (a), der Zugfestigkeit R_m (b) und des E-Moduls (c) für den Werkstoff EN AW 6016

Der Einfluss der Alterung auf die weiteren in Tabelle 4 aufgelisteten Kennwerte wurde ebenfalls untersucht, die Ergebnisse für diese Werte sind in Abbildung 94 zusammengefasst.

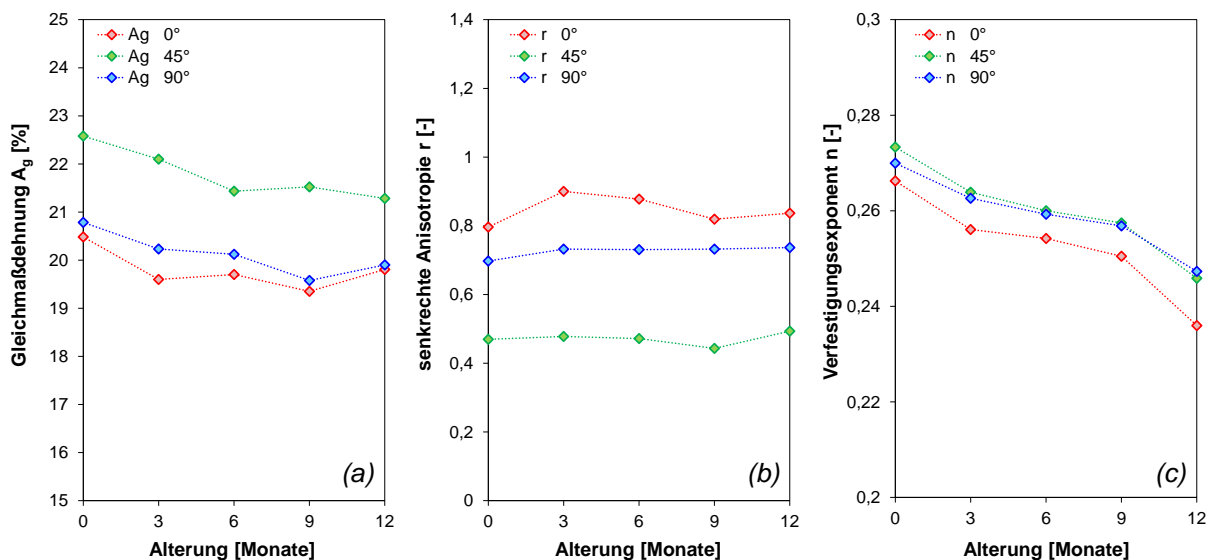


Abbildung 94: Langzeituntersuchung zur Ermittlung der alterungsbedingten Veränderung der Gleichmaßdehnung A_g (a), der senkrechten Anisotropie r (b) und des Verfestigungsexponenten n (c) für den Werkstoff EN AW 6016

Die Gleichmaßdehnung A_g sinkt mit zunehmender Alterung des Werkstoffs aufgrund desselben Sachverhalts, der zur Steigerung der Elastizitätsgrenze $R_{p0,2}$ und der Zugfestigkeit R_m führt. Aufgrund der Ausscheidungen werden Versetzungsbewegungen behindert und das Restumformvermögen reduziert, weshalb die Gleichmaßdehnung A_g bei geringeren Dehnungsbeträgen erreicht wird. Die senkrechte Anisotropie r scheint nicht durch die Alterung beeinflusst zu werden. Dies begründet sich in der mathematischen Berechnung des Wertes, welcher lediglich die Breiten- und Dickenformänderungen der Flachzugprobe betrachtet und nicht durch die veränderte Charakteristik der Spannungs-Dehnungs-Kurve beeinflusst wird. Der Verfestigungsexponent n hingegen, sinkt mit zunehmender Alterung signifikant. Dies ist ebenfalls in der Berechnung des Verfestigungsexponenten begründet. Für die Erreichung desselben Dehnungsbetrags ist bei gealtertem Material eine höhere Zugspannung erforderlich (vgl. Abbildung 92), diese geht quadratisch als Divisor in den Quotienten zur Berechnung des n -Wertes ein (vgl. DIN EN ISO 10275), sodass mit zunehmender Alterung der n -Wert sinkt.

Für den SCS-Prozess sind die alterungsbedingte Erhöhung der Elastizitätsgrenze und der Zugfestigkeit von nachteiliger Bedeutung, denn durch die Geometrie der Formelemente wird eine bestimmte Zugkraft induziert, die konstant bleibt. Demnach bleibt auch die damit erreichte Zugspannung im Blech dieselbe, mit der jedoch aufgrund der gestiegenen Kennwerte eine geringere Hauptformänderung erzielt wird. Die Verminderung des Verfestigungsexponenten mit zunehmender Alterung des Werkstoffs wirkt sich ebenfalls negativ auf die SCS-Prozessführung aus. Wie bereits in Kapitel 2.2.5 erläutert wurde, können für höhere n -Werte hohe Spannungen besser in benachbarte Bereiche übertragen werden, sodass sich das Maximum der Formänderung während der Umformung weiter in den Randbereich des Bauteils verlagert. Dadurch können eine homogenere Formänderungsverteilung sowie das Hinauszögern eines Bauteilversagens durch Reißen erzielt werden [Doe10, Kug09, Sem88]. Daher ist beim Streckziehen und demnach auch beim Umformen mittels der SCS-Technologie ein hoher n -Wert stets von Vorteil. Eine zeitnahe Verarbeitung von Aluminiumgüten direkt nach der Auslieferung ist daher beim Einsatz der SCS-Technologie zu empfehlen.

Die im Rahmen dieser Grundlagenuntersuchungen gewonnenen Erkenntnisse zur Wirkungsweise der SCS-Technologie sollen im Folgenden auf Werkzeuge zur Herstellung von PKW-Außenhautteilen aus Feinblech übertragen werden.

6 Übertragung der SCS-Prozesskinematik auf verschiedene Bauteilgeometrien

Außenhautbauteile aus Feinblech werden in der Automobilindustrie vornehmlich durch konventionelles Tiefziehen hergestellt. Das Ziel dieser Arbeit ist die Herstellung solcher Bauteile aus Feinblech mittels der hier betrachteten SCS-Technologie. Hierfür wurden in den vorangegangenen Kapiteln die entsprechenden Funktionsprinzipien der SCS-Technologie vorgestellt und entsprechende Grundlagenuntersuchungen zu deren Wirkungsweise durchgeführt. Diese bilden die Grundlage für die Entwicklung von Umformwerkzeugen zur Herstellung von Blechformteilen unter Einsatz der SCS-Technologie. Die Prozesskinematik, welche die Basis der Funktion dieser Technologie darstellt, soll im Folgenden auf zwei Bauteilgeometrien übertragen werden und somit ein kombiniertes Recken und Tiefziehen dieser Bauteile nahezu unter Praxisbedingungen ermöglichen.

6.1 SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Fondtürbeplankung

Im Rahmen der Voruntersuchungen in Kapitel 3.2 wurde bereits die mittels des SCS-Werkzeuges nach [Vla09] hergestellte Türbeplankung eingehend analysiert und einer Fehlerdiagnose unterzogen. Diese Bauteilgeometrie wurde sehr einfach konzipiert und weist nur wenige Designmerkmale heutiger Türbeplankungen auf. Als erste Geometrie zum Nachweis der Funktion der SCS-Technologie war diese jedoch zweckdienlich, sodass die Abbildung eines realitätsnahen Bauteils zweitrangig war. Die bereits aufgezeigten Oberflächendefekte und Probleme der Faltenbildung im Eckbereich des Bauteils waren ebenfalls von nachrangiger Bedeutung. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll jedoch auf Basis dessen und auf Grundlage der neu gewonnenen Erkenntnisse im Rahmen der Vor- und Grundlagenuntersuchungen eine neue Türbeplankung und das entsprechende SCS-Werkzeug entwickelt werden. Das Ziel dieses Abschnittes der Arbeit bildet daher die Herstellung einer realitätsnahen Türbeplankung, welche alle heute gängigen Designmerkmale moderner Fahrzeuge aufweist. Weiterhin sollen die bereits erkannten Probleme in den Eckbereichen des Bauteils durch entsprechende Modifikation des Werkzeugaufbaus beseitigt werden. Diese Optimierung und Weiterentwicklung der SCS-Technologie soll mithilfe der FEM-Simulation erfolgen. Damit können dann mehrere Konzepte betrachtet und anschließend untereinander bewertet werden, ehe das beste Konzept umgesetzt wird. Diese Vorgehensweise ist sowohl kosten- als auch zeiteffizient und soll im Folgenden vorgestellt werden.

6.1.1 FEM-basierte Optimierung des bestehenden Werkzeugkonzeptes

Bereits in den Grundlagenuntersuchungen wurde die FEM-Prozesssimulation zur Optimierung der Formelementegeometrie herangezogen, um auf diese Weise viele Parameter und deren Einfluss überprüfen zu können. Hierfür wurde das Simulationsmodell validiert, sodass anschließend geometrische Veränderungen am Werkzeugaufbau vorgenommen werden konnten, ohne jedoch die Aussagekraft der Simulationsergebnisse zu beeinflussen. Für die Neuentwicklung bzw. Optimierung des bereits in [Vla09] vorgestellten SCS-Werkzeuges zur Herstellung einer

seriennahen Türbeplankung soll dasselbe Simulationsmodell eingesetzt werden. Hierfür wurden zunächst die Werkzeuge sowie die umzuformende Platine in das Modell integriert und vernetzt. Aufgrund der Größe des Werkzeuges und der deutlich größeren Abmessungen der umzuformenden Platine wird das Vielfache an Elementen im Modell benötigt, um die Geometrie adäquat abbilden zu können. Um Erkenntnisse über den Zeitbedarf und die Qualität der Ergebnisse zu gewinnen, wurde daher zunächst lediglich das symmetrisch hälftige Simulationsmodell gerechnet. Die Werkzeuge wurden mit ca. 30.000 Elementen vernetzt und die Platine mit etwa 3.000 Elementen. Um während des Umformvorgangs die Geometrie an kleinen Radien korrekt abbilden zu können, wird das Netz während der Berechnung lokal verfeinert, sodass am Ende der Simulation die umgeformte Platine meist ein Vielfaches an Elementen aufweist. In diesem Fall wurde eine geringe adaptive Verfeinerung gewählt, welche zu einem Blechformteil mit etwa 105.000 Elementen führte. Trotz der hier gewählten Einschränkungen benötigte der Solver ca. 32h Rechenzeit, um das Modell vollständig zu rechnen, wobei die Ergebnisse aufgrund des groben Netzes der Platine zunächst nicht zufriedenstellend waren.

Daher wurde der Einsatz eines anderen Simulationsprogramms entschieden, mit dem deutlich kürzere Rechenzeiten bei detaillierter Vernetzung der Werkzeuge und der Platine erzielt werden können. Das Simulationsprogramm Pam-Stamp 2G der Fa. Esi GmbH bietet eine anwenderfreundliche Oberfläche mit speziellen Modulen für die Blechumformung, die sowohl beim Pre-als auch beim Post-Processing Vorteile bieten. Hiermit konnte das gesamte Simulationsmodell bei deutlich höherem Vernetzungsgrad der Platine gerechnet werden. Die Werkzeugwirkflächen wurden mit ca. 60.000 Elementen und die Platine mit etwa 6.000 Elementen jeweils mit gleicher Netzfeinheit wie bei der ursprünglichen Simulation vernetzt. Die Platine wurde bei diesem Modell jedoch mit deutlicher höherer adaptiver Netzverfeinerung gerechnet, um die Bauteilgeometrie besser abzubilden. Das gerechnete Bauteil wies mit etwa 550.000 Elementen die ca. doppelte Anzahl als das Ursprungsmodell und damit auch deutlich genauere Ergebnisse, trotz der deutlich geringeren Rechenzeit von nur ca. 7h. Mit einer leistungsstärkeren Workstation konnte die Rechenzeit schließlich auf ca. 3h reduziert werden. Die nachfolgenden simulativen Untersuchungen wurden daher ausschließlich mit Pam-Stamp 2G durchgeführt. Aufgrund des Einsatzes eines anderen Solvers bzw. einer anderen Simulationssoftware wurde das Modell nochmals unter Verwendung der neuen Software validiert. Hierfür wurde die bestehende Geometrie der Türbeplankung verwendet und eine Platine mit den Abmessungen 735x965mm angenommen. Das Simulationsergebnis wurde hinsichtlich der errechneten Formänderungen an mehreren Messstellen und an den kritischen Bereichen untersucht und den bestehenden Ergebnissen der Realbauteile aus [Vla09] gegenübergestellt. Die Ergebnisse dieser Gegenüberstellung sind in Abbildung 95 zusammengefasst.

In den Eckbereichen der umgeformten Bauteile ist das in Kapitel 3.2 bereits erläuterte Fehlerbild zu sehen, welches eine starke Faltenbildung in den Bauteilecken in Kombination mit einem Reißer aufweist. In den markierten Messstellen 1 bis 3 wurde mittels optischer Messtechnik und dem hierfür notwendigen Messraster die Hauptformänderung ermittelt. Dem gegenüber steht das Simulationsergebnis, welches ebenfalls an den genannten Eckbereichen und an den drei Messstellen untersucht wurde. Die Eckbereiche wurden durch das Simulationsmodell exakt

abgebildet und es konnte sowohl die extreme Faltenbildung als auch das Reißen des Blechwerkstoffes in diesem Bereich nachgebildet werden. Auch die Beträge der Hauptformänderung an den Messstellen 1 bis 3 entsprechen denen, aus dem Realversuch. Die Abweichungen sind sehr gering und innerhalb der Messtoleranz vertretbar. Auf Basis dieser Ergebnisse können die Simulationstechnik und die hierfür verwendeten Parameter als validiert betrachtet werden. Die Neuentwicklung des Werkzeuges für die Fondtürbeplankung kann auf Basis dieses Modells nun virtuell erfolgen.

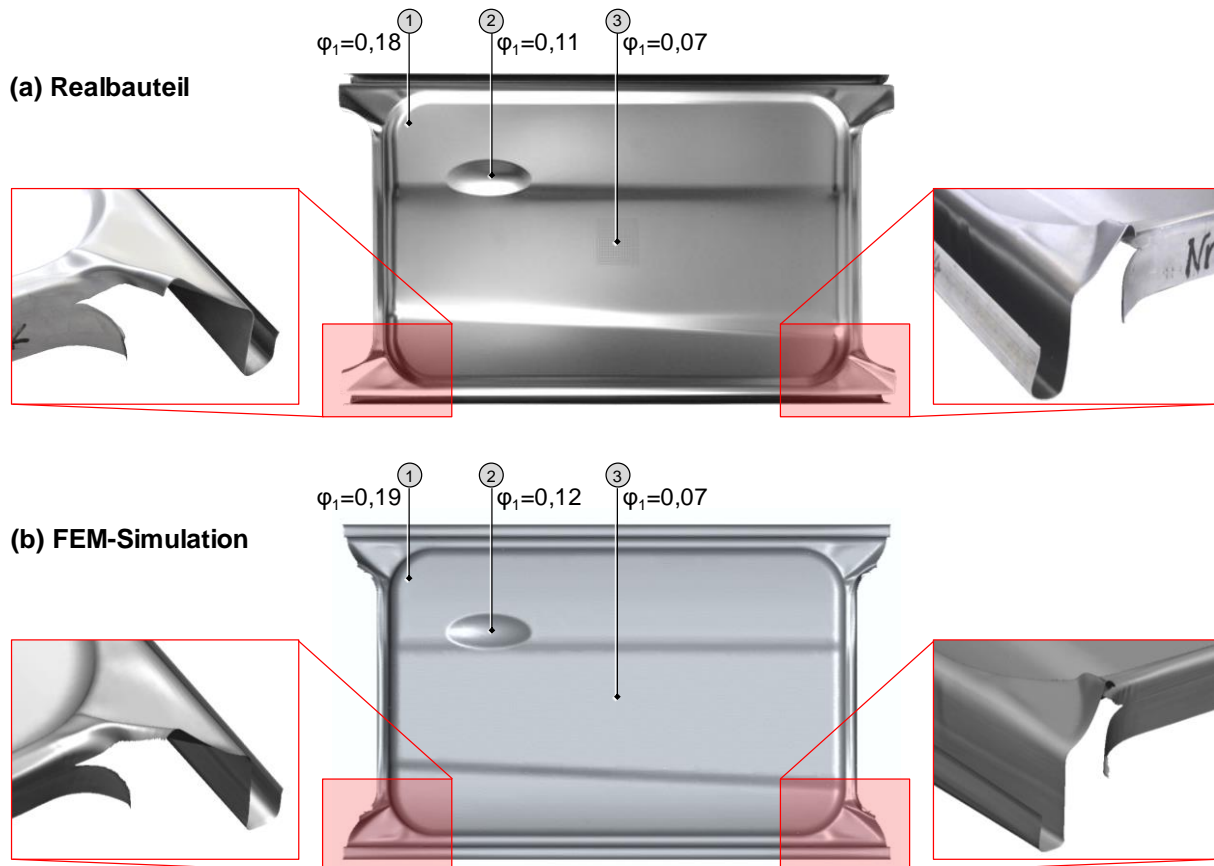


Abbildung 95: Gegenüberstellung der Ergebnisse aus Realversuch (a) und FEM-Prozesssimulation (b)

Ehe die neue Bauteilgeometrie für eine Türbeplankung festgelegt bzw. entwickelt wird, soll zunächst das bestehende SCS-Werkzeug aus [Vla09] optimiert werden. Um die bestehende Faltenbildung und das Reißen des Werkstoffes in den Eckbereichen der ursprünglichen Bauteilgeometrie zu verhindern, werden in Nebenformrichtung die bestehenden Elemente (vgl. Abbildung 54a) durch neuartige Werkzeugformelemente substituiert. Hierzu werden mehrere Konzepte erzeugt und jeweils der Umformprozess simuliert. Für die Simulation wird nicht das gesamte Werkzeugmodell bzw. die gesamte Werkzeugkonstruktion benötigt. Lediglich jene Werkzeugbereiche, die im direkten Kontakt mit der virtuellen Platine stehen und den Umformprozess beeinflussen, sind hierfür notwendig. Diese Flächen werden in der FEM-Prozesssimulation als Wirkflächen bezeichnet und sind für eine adäquate Abbildung des Prozesses mittels Simulation hinreichend. In der konzeptionellen Phase der Optimierung ist dies von ent-

scheidendem Vorteil, da lediglich simple Flächen für den Aufbau des Simulationsmodells genügen und Änderungen oder neue Konzepte sehr schnell und einfach aufgebaut und deren Funktion geprüft werden können. In Abbildung 96 sind drei ausgewählte Konzepte zur Optimierung des Eckbereichs dargestellt.

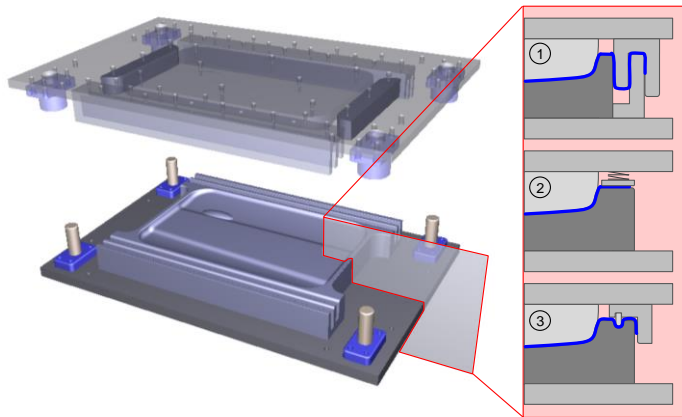


Abbildung 96: Ausgewählte Konzepte zur Vermeidung von Falten und Reißen

Die dargestellten Konzepte verfolgen das Ziel, einen unkontrollierten Einlauf des Werkstoffs in die Matrize zu verhindern, welche zu Druckspannungen im Eckbereich führt und damit die Faltenbildung begünstigt. Die Vermeidung von Reißen im Eckbereich ist durch diese Anpassung jedoch nicht möglich, hierfür ist die Anpassung der Platinengeometrie notwendig. Konzept (1) basiert auf quer zur Hauptzugrichtung angeordnete SCS Formelemente, die eine Zugkraft induzieren und dadurch den unkontrollierten Werkstofffluss unterbinden sollen. Das zweite Konzept (2) basiert auf dem Prinzip eines konventionellen Werkzeuges mit Blechhalter. Hierbei wird der Blechhalter am Oberwerkzeug mittels dazwischenliegenden Federelementen fixiert. Während des Hubes wird durch Stauchung der Federelemente eine Normalkraft auf die Platine übertragen, wodurch diese zwischen Blechhalter und Matrize geklemmt wird. Durch entsprechende Auslegung der Federelemente kann die Blechhalterkraft an den Prozess angepasst werden. Konzept (3) basiert auf einem konventionellen Abkantwerkzeug ergänzt mit einem integrierten Ziehstab. Zunächst wird die Platine durch den Abkantbacken um den Matrizenradius gebogen und dadurch eine Rückhaltekraft induziert. Kurz vor dem unteren Umkehrpunkt des Pressenstößels wirkt zusätzlich der Ziehstab, wodurch der Blechwerkstoff lokal einer mehrmaligen Biegung unterzogen wird und dadurch die lokal wirkende Zug- bzw. Rückhaltekraft um ein Vielfaches gesteigert wird. So wird kurz vor Prozessende eine Zugspannung aufgebaut, wodurch die gesamte Platine nochmals eine Plastifizierung erfährt [Pap10a, Pap10b].

Für die Konzepte (1) und (3) ist eine Rechteckplatine, wie sie bisher zum Einsatz kam nicht zielführend. Die Reißergefahr im Eckbereich kann dadurch nicht reduziert werden, weshalb für diese Konzepte ein Eckbeschnitt der Platine vorgesehen ist. Die Gefahr von Reißen soll damit gänzlich vermieden und zusätzlich soll auch die Tendenz zur Faltenbildung verbessert werden, da die beim Einlaufen der Platine in die Matrize entstehenden Druckspannungen dadurch reduziert werden. Für das Konzept (2) ist ein Eckbeschnitt der Platine nicht notwendig, da diese in Nebenformrichtung nicht abgekantet wird und somit die Gefahr von Reißen nicht besteht. Die Gefahr der Faltenbildung durch exzessiv hohe Druckspannungen im Eckbereich bleibt jedoch präsent. Diese ist nur durch Anpassung der Blechhalterkraft mittels entsprechender Auslegung

der Federelemente möglich. Für die Simulationsreihen zur Untersuchung der Funktion dieser Konzepte wurde dasselbe Materialmodell verwendet, welches bereits für die Simulation des Umformprozesses unter Verwendung des Ausgangswerkzeuges zur Anwendung kam. Als Werkstoff wurde auch hier die weiche Tiefziehstalgüte DC04 mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=0,75\text{mm}$ verwendet. Auf Basis dieser Konzepte wurden die korrespondierenden Simulationsmodelle aufgebaut und der Umformprozess berechnet. Die Ergebnisse der drei Konzepte sind in Abbildung 97 dargestellt.

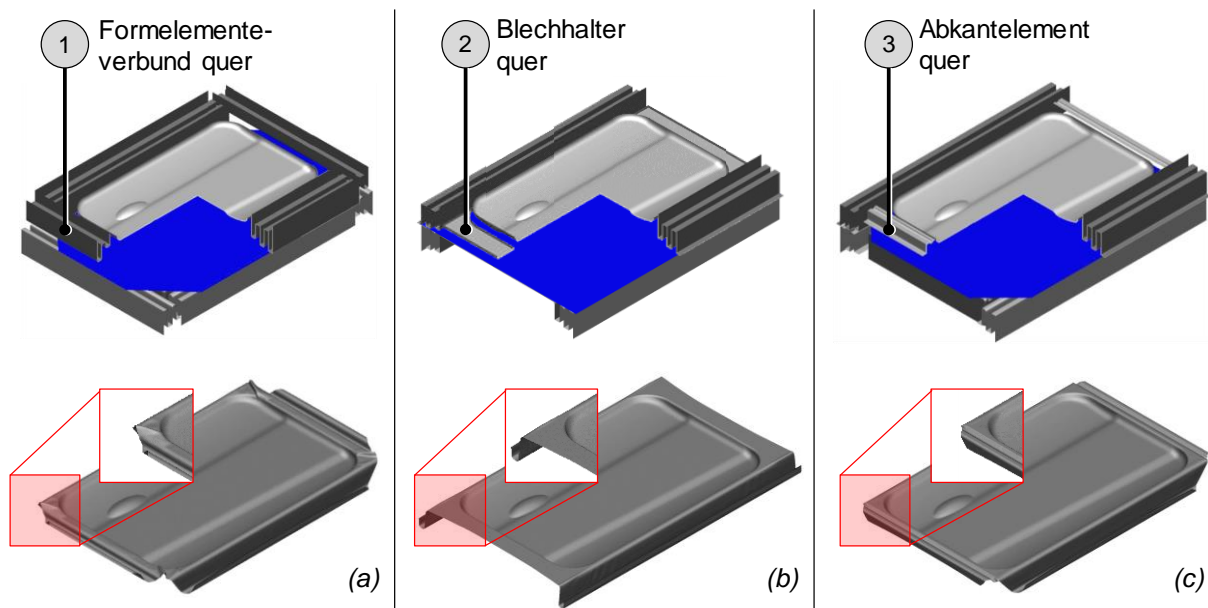


Abbildung 97: Ergebnisse der FEM-Prozesssimulation der betrachteten Konzepte mit einem quer angeordneten SCS-Formelementeverbund (a), mit Blechhalter (b) und mit einem Abkantelement (c)

Die Ergebnisse der FEM-Simulation des Konzeptes (1) in Abbildung 97a zeigen deutliche Defizite hinsichtlich der Reduzierung der Faltenbildung. Während aufgrund des Eckbeschnitts der Platine das Auftreten von Reißern vermieden wird, bleibt die Falten Tendenz weiterhin erhalten. Die SCS-Formelemente induzieren zwar eine Zugspannung in Nebenformrichtung, jedoch ist diese nicht ausreichend, um die Faltenbildung im Eckbereich vollständig zu unterbinden. Dieses Konzept scheint nicht zielführend zu sein und wird daher nicht näher betrachtet.

Das zweite Konzept (2) mit integriertem Blechhalter (vgl. Abbildung 97b) erlaubt ebenfalls die Herstellung des Bauteils ohne das Auftreten von Reißern und auch die Falten Tendenz wird deutlich verbessert bzw. gänzlich vermieden. Bei diesem Konzept bestehen jedoch dennoch die Gefahr einer Faltenbildung und das Auftreten von starken Oberflächenunruhen im Randbereich des Blechhalters. Dort wird die Platine einerseits durch die Normalkraft des Blechhalters in ihrer Relativbewegung gehindert, direkt am Ausgang des Formelementerradius wird jedoch aufgrund des Funktionsprinzips der SCS-Technologie eine Relativbewegung in die Matrize ermöglicht. Direkt benachbarte Bereiche innerhalb der Platinengeometrie unterliegen daher einer Scherbeanspruchung, die zum Ausknicken der Platine oder zu inneren Spannungen in der Blechebene führen können und Oberflächendefekte begünstigen. Weiterhin widerspricht dieser

Ansatz der grundlegenden Konzeption der SCS-Technologie auf konventionelle Blechhalter zu verzichten, sodass auch dieser Ansatz nicht näher beleuchtet wird.

Konzept (3) ermöglicht ebenfalls die umformtechnische Herstellung einer falten- und rissfreien Türbeplankung durch Einsatz eines einfachen Abkantelementes in Nebenformrichtung (Abbildung 97c). Aufgrund der Induzierung einer Rückhaltekraft mittels einer Abkantoperation in Kombination mit einer Ziehricke wird der Werkstofffluss der Platine nicht gänzlich behindert. Stattdessen wird ein Nachfließen des Materials in Grenzern ermöglicht, weshalb die Gefahr von Oberflächendefekten drastisch reduziert wird. Aufgrund des einfachen Aufbaus und dem Verzicht auf aktive Elemente, wie sie ein Blechhalter darstellt, korrespondiert dieser Ansatz mit der grundlegenden Idee eines einfachen, zweiteilig ausgeführten Werkzeuges, wie es die SCS-Technologie verfolgt.

Auf Basis dieses Ansatzes soll im Folgenden zunächst eine Türgeometrie für die Neuaufgabe eines SCS-Werkzeuges zur Herstellung einer Türaußenhautbeplankung gewählt und anschließend das Werkzeug konstruiert und gefertigt werden.

6.1.2 Werkzeugneukonstruktion und Inbetriebnahme

Um der Anforderung an eine realitätsnahe Türbeplankung mit allen heute gängigen Designmerkmalen gerecht zu werden, wird zunächst eine solche fiktive Türgeometrie mittels CAD konstruiert. Um Werkzeugkosten einzusparen, wird die Türgeometrie analog zur bestehenden auf etwa 70% herunterskaliert und kann damit in den bestehenden Grundaufbau des SCS-Werkzeuges integriert werden. Damit müssen lediglich der Stempel, die Matrize und die Werkzeugelemente zur Steuerung des Werkstoffflusses in Nebenformrichtung angefertigt werden. Die Grundplatten, alle Führungselemente sowie die Formelementeverbunde zum lateralen Recken der Platine können aufgrund des modular aufgebauten Werkzeugkonzepts wiederverwendet werden. Als Geometrie wurde eine Fondtüre entschieden, die folgende Anforderungen erfüllen soll:

- Teilintegration des hinteren Radkastens (Bereich 1)
- Teilintegration des Seitenschwellers (Bereich 2)
- Komplexe Türgriffmuldengeometrie (Bereich 3)
- Konvex-konkaves Außenhautdesign der Fondtür (Bereich 4)
- Tornadolinie (Bereich 5)
- Geringe Ziehtiefe

Durch die gestellten Anforderungen an die Bauteilgeometrie soll die Komplexität des damit einhergehenden Umformprozesses bewusst erhöht werden, sodass die Bauteilgeometrie als realitätsnah und nicht als akademisches Musterbauteil verstanden werden kann. Dies wird u.a. durch die Integration eines Teilbereichs des hinteren Radkastens (Abbildung 98, Bereich 1) und des Seitenschwellers (Abbildung 98, Bereich 2) in die Bauteilgeometrie erreicht. Die Umformoperation und die an die Oberflächenqualität gestellten Anforderungen steigen damit deutlich. Weiterhin soll der Bereich der Türgriffmulde (Abbildung 98, Bereich 3) deutlich an Komplexität gewinnen, um zu prüfen, ob die typischen Oberflächenunruhen im nahen Umfeld der Mulde durch die technologiebedingte Überlagerung einer Zugbeanspruchung reduziert werden

können. Schließlich soll die Hauptdeckfläche der Türbeplankung eine konvex-konkave Form aufweisen (Abbildung 98, Bereich 4), welche durch scharfkantige sog. Tornadolini (Abbildung 98, Bereich 5) unterbrochen wird. Durch eine gezielt geringe Ziehtiefe des Bauteils soll der Effekt des vorgelagerten Reckvorgangs verdeutlicht werden. Beim konventionellen Tiefziehen einer solchen Beplankung mit geringer Ziehtiefe werden nur geringe Umformgrade erreicht. Durch die SCS-Technologie wird hier ein deutlich höherer Umformgrad erwartet. Um dieselben Formelementverbunde des existierenden Werkzeuges wieder verwenden zu können, wird derselbe Blechwerkstoff der bereits bekannten Tiefziehstahlgüte DC04 mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=0,75$ mm eingesetzt. Durch diese Maßnahme sollen die Fertigungskosten für das Umformwerkzeug reduziert werden. Die auf Basis der gestellten Anforderungen mittels CAD-Software konstruierte Türgeometrie ist in Abbildung 98 dargestellt.

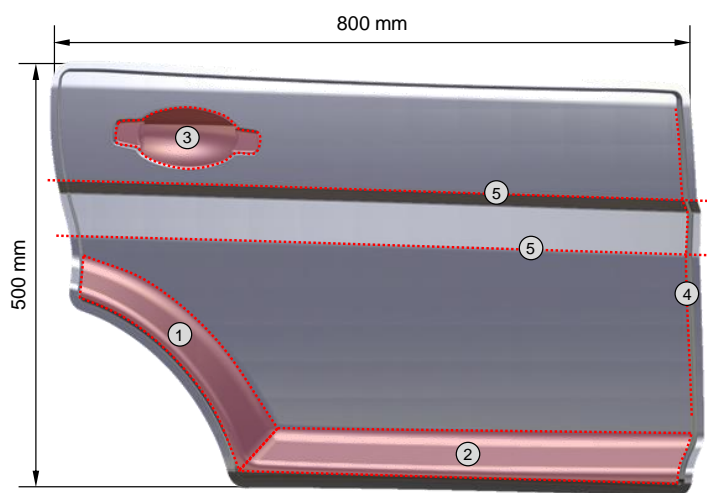


Abbildung 98: CAD-Darstellung der Fondtürgeometrie mit den erläuterten Designmerkmalen

Die Bauteilgeometrie hat die Abmasse von 500x800mm bei einer Ziehtiefe von maximal 52mm. Auf Basis der erzeugten Bauteilgeometrie werden die für das Simulationsmodell notwendigen Wirkflächen generiert und in das Modell integriert, sodass die Machbarkeit des Bauteils virtuell überprüft werden kann. Das Ergebnis der FEM-Prozesssimulation ist in Abbildung 99 dargestellt.

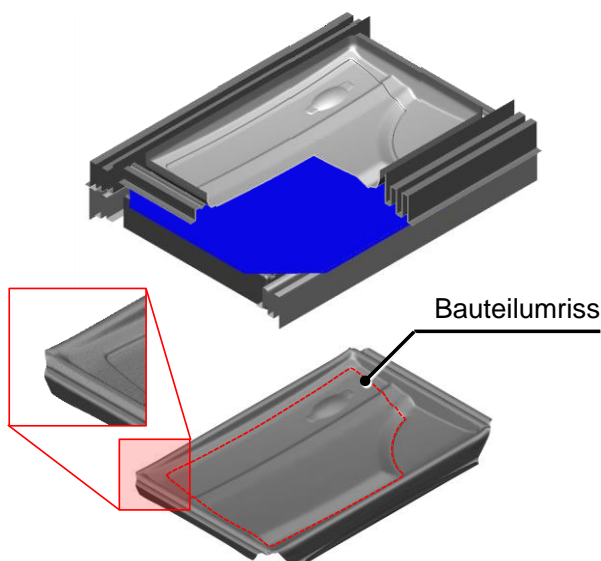


Abbildung 99: Ergebnis der FEM-Prozesssimulation zur Untersuchung der Machbarkeit der neuen Fondtürgeometrie

Die Simulationsergebnisse prognostizieren eine gute Ausformung des Bauteils bis in den Bauteilrand. Durch die Verwendung der Abkantelemente in Nebenformrichtung, basierend auf dem vorgestellten Konzept (3), treten im Eckbereich keine Reier auf und die Faltentendenz in der Bauteilecke wird sichtbar reduziert. Auf Basis dieser Simulationsergebnisse erfolgte anschließend die konstruktive Auslegung des Gesamtwerkzeuges. Hierbei wurden, wie bereits beschrieben, die Grundplatten, alle Führungselemente sowie die Formelementeverbunde des bestehenden Werkzeuges übernommen. Die Konstruktion des Stempels und der Matrize mussten entsprechend angepasst werden, sodass diese zwischen den Formelementen positioniert werden können. Das CAD-Modell des konstruierten Werkzeuges ist in Abbildung 100 dargestellt.

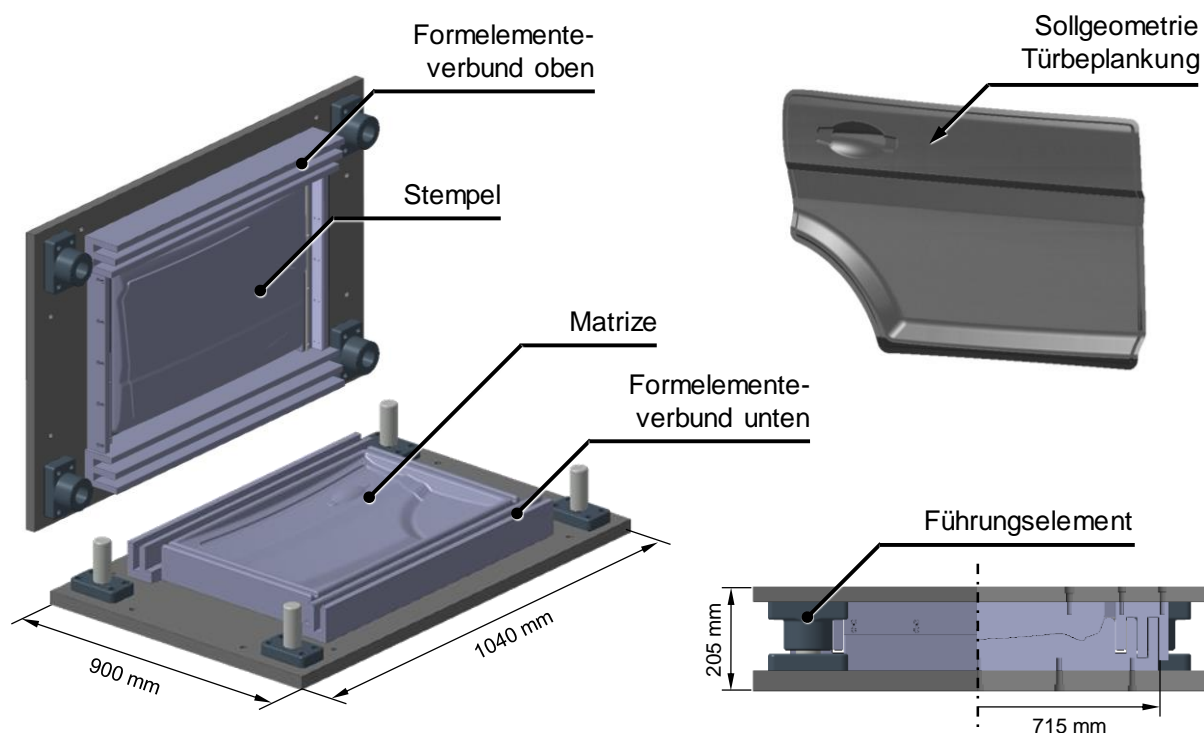


Abbildung 100: CAD Modell des Werkzeuges zur Herstellung einer Fondtürbeplankung

Die Matrize und der korrespondierende Stempel sind zwischen den Formelementeverbindungen angeordnet und werden seitlich von den Abkantelementen flankiert. Diese sind auf Basis des in Kapitel 5.3 vorgestellten Ansatzes mit austauschbaren Formeinsätzen konzipiert, sodass der Ziehspalt und auch der Abkantradius variabel bleiben. Damit wird eine prozessbeeinflussende Möglichkeit geschaffen, das Ziehergebnis zu manipulieren. Das realisierte Werkzeug zur Herstellung einer Fondtürbeplankung ist in Abbildung 152 im Anhang 9.2 dargestellt.

Im Rahmen der Inbetriebnahme des Werkzeuges wurden erste Musterbauteile unter Variation der Platinenabmessungen umgeformt, um deren Einfluss zu erkennen und mögliche Bauteilfehler zu identifizieren. Weiterhin wurde der Spalt am quer angeordneten Abkantelement variiert, um die Rückhaltekraft in Nebenformrichtung an die Ziehtiefe des Bauteils anpassen zu können. Dieser Parameter stellte einen maßgeblichen Faktor für die Oberflächengüte im unmittelbaren Bereich nahe des Abkantbackens dar. Bei einem zunächst sehr großen Spalt wurde der Werkstofffluss in den Matrizenbereich durch unzureichende Rückhaltekräfte begünstigt.

Dadurch haben sich deutlich sichtbare Oberflächendefekte ausgeprägt, die eine Optimierung dieses Bereichs des Werkzeuges bedingten. Die entsprechenden Bereiche des Werkzeuges wurden nochmals nachgearbeitet und durch Tuschieren dieser Flächen und der Anpassung des Spaltes beim Abkanten konnten der Werkstofffluss reduziert und die Oberflächendefekte beseitigt werden. In Abbildung 101 ist dieser Optimierungsvorgang dargestellt.

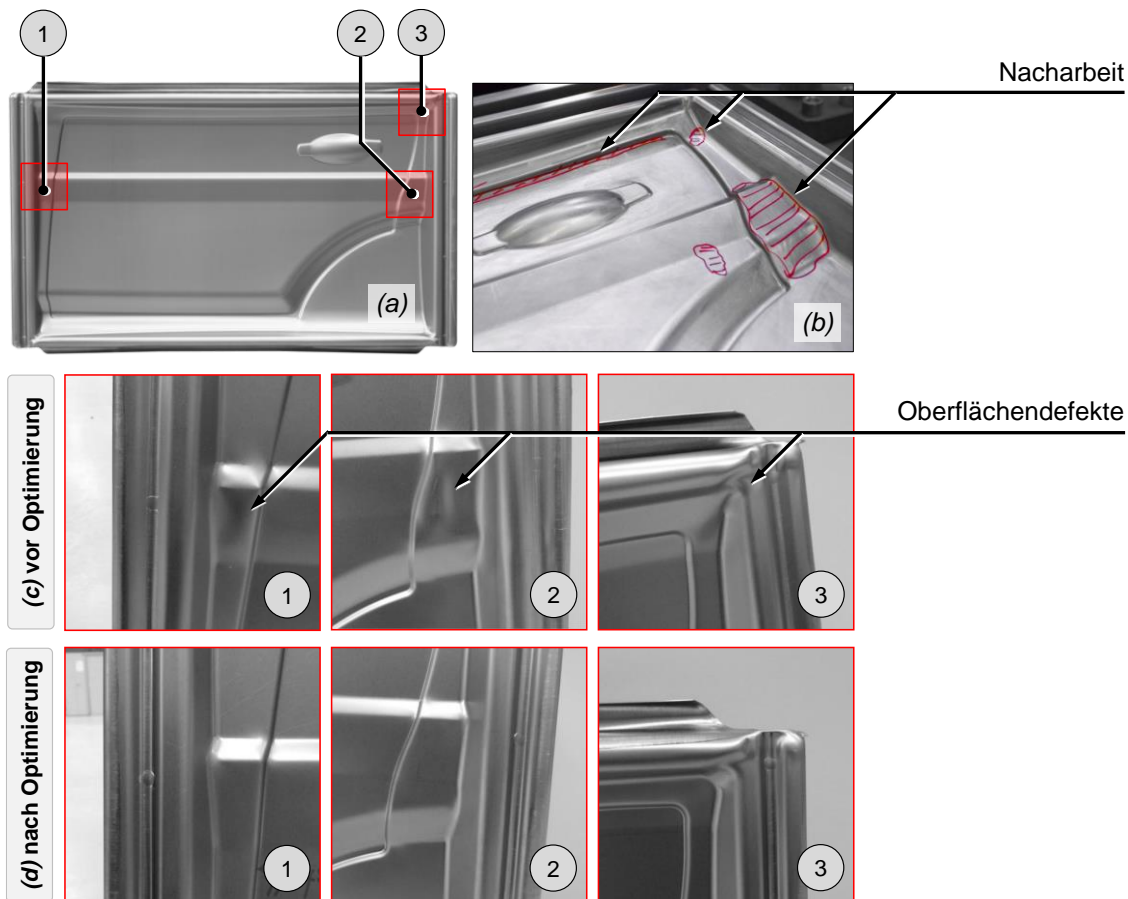


Abbildung 101: Türbeplankung nach der Inbetriebnahme (a) mit Oberflächendefekten vor (c) und nach der Optimierung (d) durch Nacharbeit am Werkzeug (b)

Die umgeformten Beplankungsteile wiesen im Eckbereich (Abbildung 101a/c, Bereich 3) sowie an den Randbereichen nahe dem Matrizeeinlauf entlang der Abkantbacken (Abbildung 101a/c, Bereich 1 und 2) deutliche Oberflächenunruhen bzw. -defekte auf. Durch entsprechende Nacharbeit am Werkzeug (Abbildung 101b) und durch Anpassung des Spaltes im Abkantbereich konnten diese Fehler beseitigt werden (Abbildung 101d).

6.1.3 Herstellung von Bauteilen im Laborbetrieb

Die im Rahmen der Inbetriebnahme festgelegten Platinenabmessungen zur Herstellung von Gutteilen wurden für die nachfolgenden Untersuchungen übernommen. Lediglich die Platinenbreite wurde variiert, um Bauteile mit unterschiedlichem Umformgrad darzustellen. Daraus ergibt sich eine Abhängigkeit der Platinenbreite zur erreichten Hauptformänderung in der Bauteilmittte der Fondtürbeplankung. Die Abmessungen sowie die Untersuchungsgrenzen hinsichtlich der Platinenbreite sind in Abbildung 102 grafisch dargestellt.

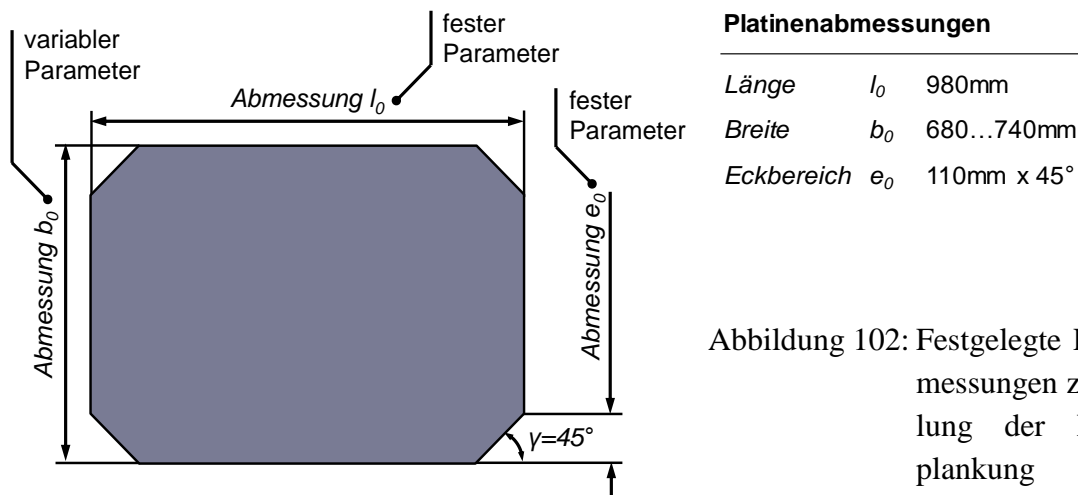


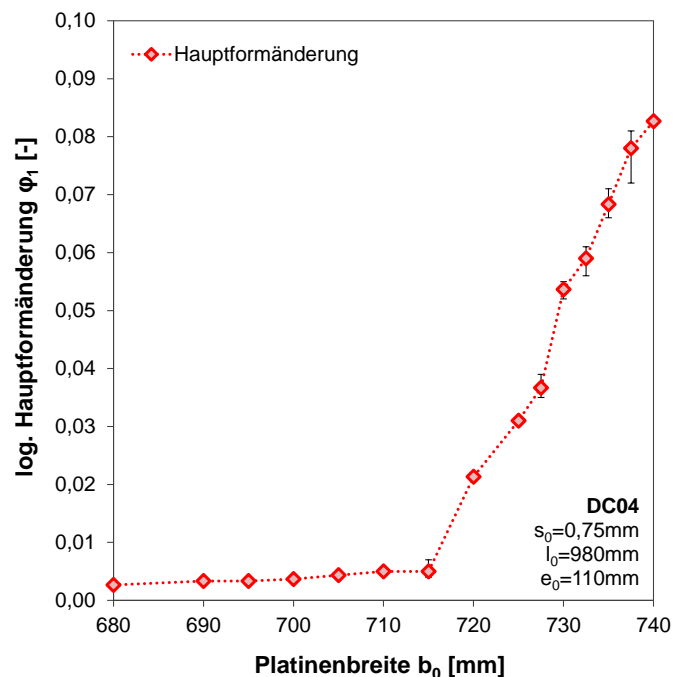
Abbildung 102: Festgelegte Platinenabmessungen zur Herstellung der Fondtürbeplankung

Die Ausgangslänge $l_0=980\text{mm}$ der Platine ergibt sich aus den Ergebnissen der Versuche, die im Rahmen der Inbetriebnahme durchgeführt wurden. Bei Wahl dieser Längenabmessung können Oberflächendefekte durch unkontrolliertes Einlaufen des Werkstoffs in die Matrize aus der Nebenformrichtung ausgeschlossen werden. Die Abmessung des Eckbereichs $e_0=110\text{mm}$ wurde ebenfalls während der Inbetriebnahme festgelegt, um die Faltenbildung im Eckbereich zu reduzieren bzw. gänzlich zu vermeiden. Die Ausgangsbreite $b_0=680\dots740\text{mm}$ der Platine wurde nach unten hin durch die Herstellung eines Gutteils definiert und nach oben hin durch die Reißergrenze. Bei Wahl einer Platinenbreite $b_0<680\text{mm}$ ist die durch die Formelementeverbunde induzierte Zugspannung und die damit einhergehende Rückhaltekraft derart gering, dass keine Rückhaltung des Werkstoffs erfolgt und dieser ungehindert in die Matrize einfließt. Ein Gutteil ist mit diesen Einstellungen daher nicht realisierbar. Für Platinenbreiten $b_0>740\text{mm}$ ist die induzierte Zugspannung wiederum derart groß, dass ein Bauteilversagen in Form von Reißern innerhalb der Formelementeverbunde auftritt (vgl. Kapitel 3.1.2, Abbildung 49).

Um die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen statistisch abzusichern, wurden für alle untersuchten Platinenbreiten $b_0=680\dots740\text{mm}$ drei Bauteile hergestellt und die Hauptformänderung in der Bauteilmitte mittels der bereits zuvor eingesetzten optischen Messtechnik erfasst. Die Ergebnisse der Versuchsreihen sind in Tabelle 5 und Abbildung 103 zusammengefasst und lassen erkennen, dass die Schwankungen der Hauptformänderung φ_1 innerhalb einer Messreihe sehr gering sind. Dies lässt bei gleichbleibenden Ausgangsbedingungen und gewählten Prozessparametern auf eine hohe Reproduzierbarkeit der Ergebnisse schließen. Es ist weiterhin deutlich erkennbar, dass bis zu einer Platinenbreite von $b_0=715\text{mm}$ nur geringe Umformgrade in der Bauteilmitte realisiert werden. Ab einer Platinenbreite von $b_0>715\text{mm}$ steigt der Betrag der Hauptformänderung in der Bauteilmitte nahezu linear an, bis das Maximum bei $b_0=740\text{mm}$ erreicht ist. Dies lässt sich mit den geometrischen Abmessungen des Werkzeuges erklären. Bei einer Platinenbreite $b_0=715\text{mm}$ beträgt der sich ergebende Überstand U der Platine gegenüber den Formelementeverbunden oben $U=0\text{mm}$ (vgl. Abbildung 79 und Abbildung 100). Dadurch wird die Platine durch die äußeren Formelemente nicht abgekantet und es wird keine Zugspannung durch die innenliegenden Formelemente induziert. Der Reckvorgang bleibt daher aus, lediglich das Bauteil wird ausgeformt.

Tabelle 5: Ergebnisse der untersuchten Bauteile

l_0 [mm]	e_0 [mm]	b_0 [mm]	φ_1 [-]
980	110	680,0	0,002...0,003
980	110	690,0	0,003...0,004
980	110	700,0	0,003...0,004
980	110	710,0	0,004...0,005
980	110	715,0	0,004...0,007
980	110	720,0	0,021...0,022
980	110	725,0	0,030...0,031
980	110	730,0	0,052...0,055
980	110	732,5	0,056...0,061
980	110	735,0	0,066...0,071
980	110	737,5	0,072...0,081
980	110	740,0	0,082...0,083

Abbildung 103: Einfluss der Platinenbreite b_0 auf die Hauptformänderung

Die hergestellten Fondtürbeplankungen werden weiteren Untersuchungen hinsichtlich deren mechanischer Eigenschaften sowie deren Abformgenauigkeit unterzogen. Auf diese Untersuchungen und auf die Ergebnisse wird zu einem späteren Zeitpunkt näher eingegangen.

6.2 SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Dachbeplankung

Wie bereits eingangs dieses Kapitels erwähnt, finden im Automobilbau vermehrt Leichtbauwerkstoffe Einsatz, wodurch die Fahrzeugkarosseriegewichte reduziert und die Emissionen gesenkt werden sollen. Um dieser Entwicklung Rechnung zu tragen, soll im Folgenden ein neues Werkzeugkonzept auf Basis der SCS-Technologie entwickelt und aufgebaut werden, welches die Herstellung einer Außenhautbeplankung aus Aluminiumfeinblech erlaubt. Um die im Rahmen der Vor- und Grundlagenuntersuchung gewonnenen Erkenntnisse zum Recken von Blechstreifen aus Aluminium in die Entwicklung mit einfließen zu lassen, soll für die Herstellung einer Aluminiumbeplankung dieselbe Legierung AC170Px mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=1,04\text{mm}$ verwendet werden. Der entsprechende Entwicklungsprozess soll mittels der FEM-Prozesssimulation abgesichert und im Folgenden vorgestellt werden.

6.2.1 FEM-basierte Werkzeugentwicklung

Analog zur FEM-basierten Optimierung bzw. Neuentwicklung des SCS-Werkzeuges zur Herstellung einer Fondtürbeplankung werden auch im Rahmen der Entwicklung eines Werkzeuges zur Herstellung einer Außenhautbeplankung aus Aluminiumfeinblech simulationsgestützte Konzepte entwickelt und diese bewertet. Um die bei der Optimierung der Türbeplankung aufgetretene Problematik hinsichtlich Qualität und Zeitbedarf der FEM-Prozesssimulation zu vermeiden, wird für die Entwicklung dieses Werkzeugkonzeptes die Simulationssoftware Pam-

Stamp 2G eingesetzt. Diese wurde bereits im Rahmen der Optimierung der Türbeplankung und der Neuentwicklung der Fondtürbeplankung eingesetzt. Da jedoch für das hier neu zu entwickelnde Werkzeug eine Aluminiumlegierung zum Einsatz kommen soll, muss die Software für den einzusetzenden Werkstoff nochmals durchgeführt und die Ergebnisse validiert werden. Da bis dato kein Realbauteil aus Aluminiumfeinblech gefertigt wurde, muss für die Validierung dieses Umformprozesses zunächst wieder ein Blechstreifen aus Aluminium herangezogen werden. Um eine Vergleichbarkeit mit der bereits validierten Software LS-Dyna zu schaffen, wird dieselbe Vorgehensweise aus Kapitel 5.4 herangezogen. Es wird der Reckvorgang des Aluminiumblechstreifens aus AC170Px mittels Pam-Stamp 2G simuliert und die entsprechenden einflussnehmenden Parameter auf die Zielgrößen angepasst (vgl. Abbildung 89). Das Ergebnis dieser Simulationsreihe ist in Abbildung 104 zusammengefasst.

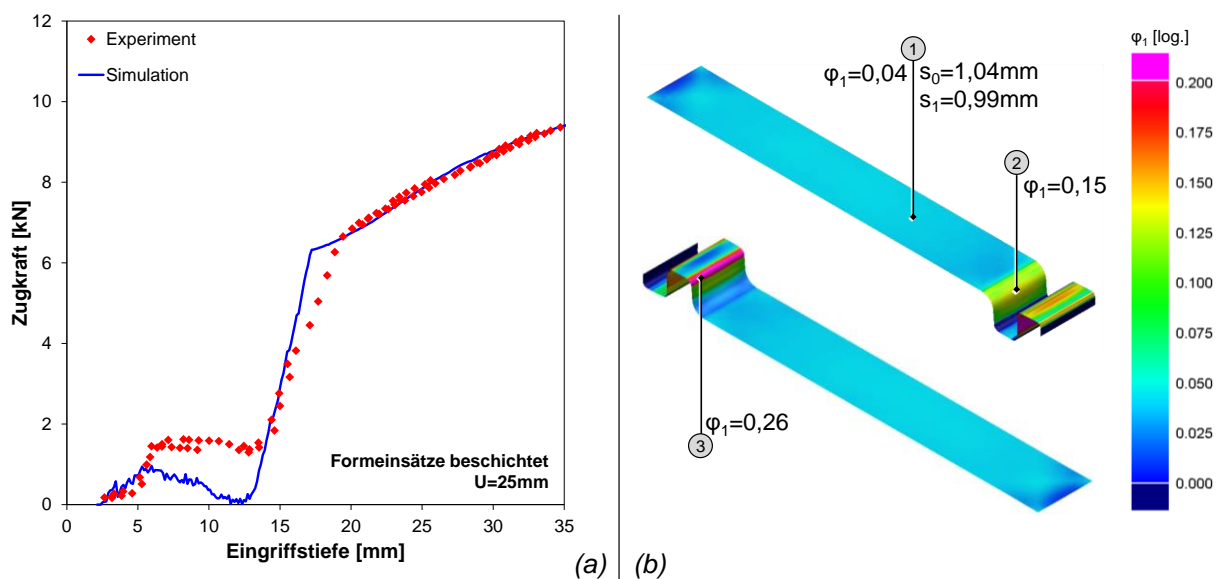


Abbildung 104: Vergleich der Kraft-Weg-Kurven zwischen Experiment und Simulation (a) sowie korrespondierende Hauptformänderung an ausgewählten Messstellen entlang des simulierten Blechstreifens (b)

Der Kraft-Weg-Verlauf des simulierten Blechstreifens ist nahezu deckungsgleich mit dem Kurvenverlauf des Experimentes (Abbildung 104a). Die sichtbaren Abweichungen zu Beginn des Prozesses bzw. bei geringer Eingriffstiefe sind auf dynamische Effekte in der Simulation und auf Unzulänglichkeiten in der Reibungsmodellierung zurückzuführen. Die Hauptformänderung an den ausgewählten Messstellen entspricht denen aus dem Realversuch und weicht nur minimal zu den bereits vorgestellten Werten aus Kapitel 5.4.1 ab. Lediglich die Blechausdünnung wird durch die Simulation minimal überschätzt, sodass diese um $\Delta s_1=0,02\text{mm}$ gegenüber der Realmessung abweicht. Diese Abweichung ist jedoch sehr minimal und daher akzeptabel, sodass die hier verwendete Simulationsmethodik und die verwendeten Parameter als validiert betrachtet werden können. Auf Basis dieses Modells kann nun eine virtuelle Werkzeugentwicklung für die Herstellung eines Aluminiumaußenhautteils erfolgen.

Zunächst muss eine Bauteilgeometrie entschieden werden, die es im Anschluss zu konstruieren und dessen umformtechnischen Herstellungsprozess zu entwickeln gilt. Bekanntermaßen ist

heute die plastische Dehnung besonders flacher Bauteile in Realfahrzeugen sehr gering, sodass für die Wahl einer Bauteilgeometrie ein sehr flaches und damit beulkritisches Bauteil gewählt werden soll. Im Automobilbau werden bevorzugt Hauben, Klappen, Türen und Dächer aus Aluminium hergestellt. Da bereits eine Türgeometrie umgesetzt wurde und die erwähnten Deckel und Klappen meist recht hohe Ziehtiefen aufweisen, wird die Umsetzung einer Dachbeplankung angestrebt. Dabei soll es sich um eine akademische Geometrie handeln, die eine flache Topologie und eine geringe Ziehtiefe aufweist. Um die Herstellung der Beplankungsteile auf der am IFU installierten Umformmaschine zu ermöglichen, wird die Bauteilgeometrie analog zur Fondtürbeplankung auf etwa 70% einer realen Dachbeplankung herunter skaliert, sodass die späteren Werkzeugabmessungen geringer sind als die Tischaufspanfläche der Presse. Die mittels CAD konstruierte Dachgeometrie ist in Abbildung 105 dargestellt.

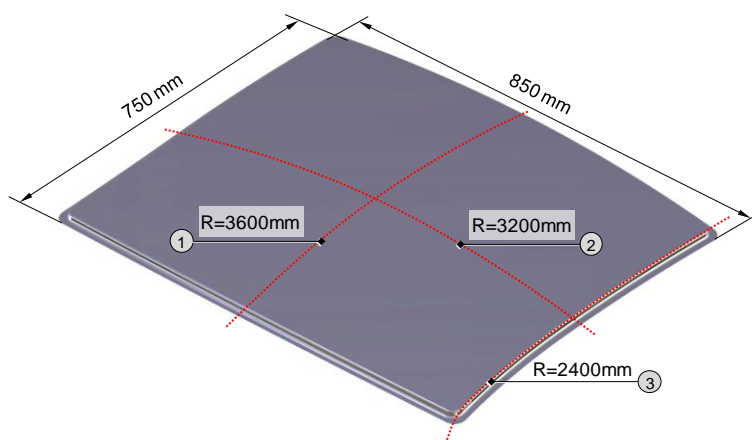


Abbildung 105: CAD-Darstellung einer PKW-Dachgeometrie

Die entwickelte Geometrie weist sowohl in Fahrtrichtung als auch quer dazu eine konvexe Krümmung auf (Abbildung 105, Konturen 1 und 2). Die Außenkontur der Dachgeometrie zur Seitenwand hin (Abbildung 105, Kontur 3), ist im Bereich der Anbindung zur Frontscheibe des gedachten Fahrzeuges ebenfalls gekrümmt. Dadurch sollen im Eckbereich bewusst Zug- und Druckspannungen induziert werden, um die Falten Tendenz in diesem Bereich zu beurteilen und zu prüfen, inwieweit diese durch die SCS-Technologie unterbunden werden kann. Bei der konventionellen Herstellung einer derart flachen Bauteilgeometrie werden nur geringe Umformgrade erreicht, weshalb solche Bauteile nur geringe mechanische Eigenschaften hinsichtlich deren Festigkeit aufweisen und dadurch anfällig für Beschädigungen durch lokal einwirkende Kräfte sind. Durch die SCS-Technologie wird hierfür ein deutlich höherer Umformgrad erwartet, welcher zu verbesserten Festigkeitseigenschaften führen und Beschädigungen durch äußere Einflüsse reduzieren soll. Die Bauteilgeometrie hat die Abmasse von 850x750mm bei einer maximalen Ziehtiefe des ausgeformten Bauteils von 51mm.

Bei der Konzeption eines konventionellen Tiefziehwerkzeuges werden die Anbau- und die Blechhalterflächen derart ausgelegt, dass sie sich der Kontur der umzuformenden Bauteilgeometrie anpassen und dadurch eine geringere Ziehtiefe ermöglicht wird. Weiterhin sind diese Bereiche weitestgehend abwickelbar gestaltet, sodass sich die Platine ohne Faltenbildung oder Stauchung durch Biegen an die Kontur der Blechhalterfläche anpasst [Lan90, Bir13].

Die bisher betrachteten Werkzeuge auf Basis der SCS-Technologie beruhen auf geradlinig verlaufende SCS-Formelementverbunde, die eine konstante Ziehtiefe bedingen. Um diese zu reduzieren und gleichzeitig die Kontur des Bauteils berücksichtigen zu können, ist es notwendig, die Formkontur der Formelemente an diese anzupassen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde daher ein neues Konzept entwickelt, welches gekrümmte Formelementverbunde vorsieht und dadurch einerseits die nötige Ziehtiefe zum Ausformen des Bauteils reduziert und zum anderen einer möglichen Faltenbildungstendenz aufgrund von Druckspannungen in der Platinenebene entgegenwirkt. Die Ankonstruktion eines derartigen Werkzeugkonzeptes kann dadurch abwickelbar bzw. quasi-abwickelbar gestaltet werden, wodurch die Praxistauglichkeit dieses Verfahrens deutlich wird. Diese Maßnahmen reduzieren den nötigen Materialeinsatz zum Umformen der Bauteilgeometrie, sodass im Idealfall gegenüber dem konventionellen Tiefziehen kein Mehrbedarf herrscht. Dadurch wird das SCS-Verfahren deutlich wirtschaftlicher und praktikabler. In Abgrenzung zu den bisherigen SCS-Werkzeugen sind bei diesem Konzept alle Bauteilkanten gekrümmt, wodurch die konstruktive Auslegung der SCS-Formelemente deutlich schwieriger und komplexer wird. Das unter Einhaltung der genannten Prämissen entwickelte Werkzeugkonzept ist in Abbildung 106 dargestellt.

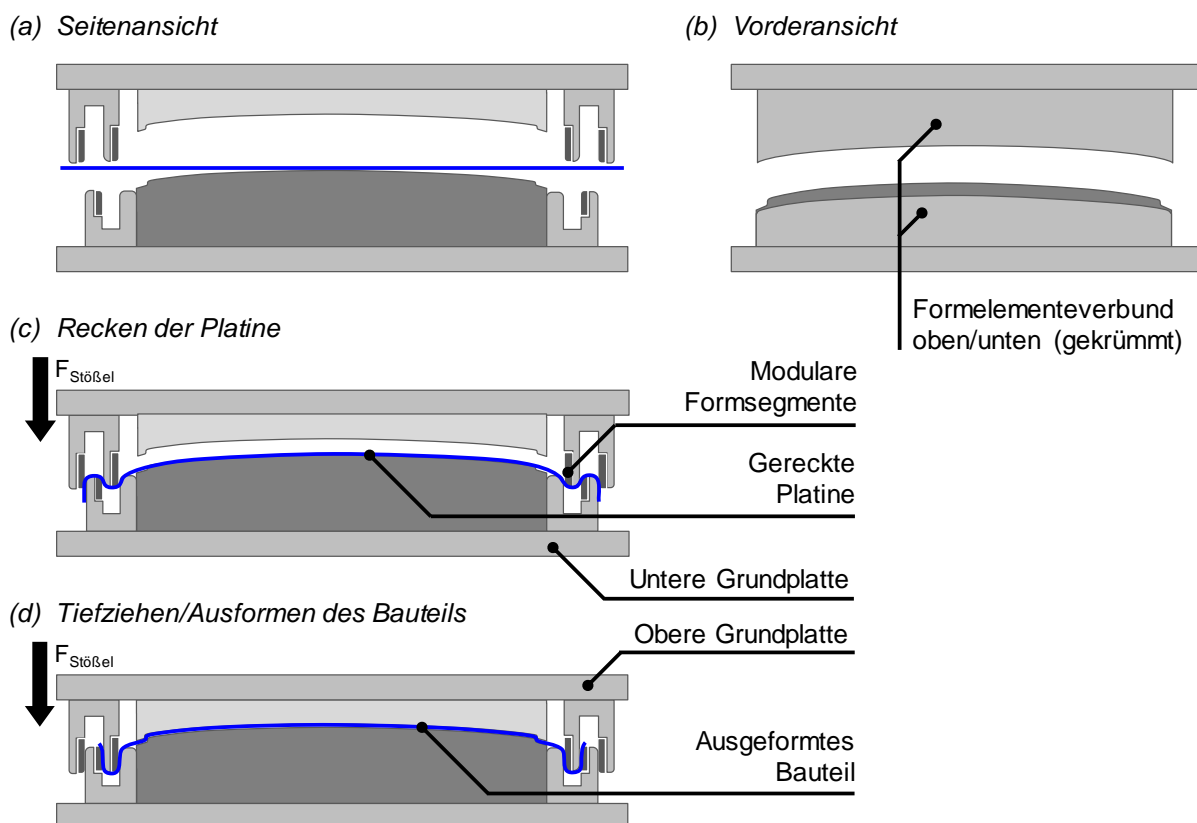


Abbildung 106: Werkzeugkonzept mit gekrümmten Formelementverbindungen zur Herstellung einer Dachbeplankung zu Beginn des Umformprozesses (a) und (b), während des Reckens (c) und bei Prozessende (d)

Um die Ziehtiefe des Daches deutlich zu reduzieren, wird die Ankonstruktion der Werkzeugwirkflächen tangential fortgeführt und die Formelementverbunde werden ebenfalls gekrümmt

ausgeführt. Die in Höhenrichtung gekrümmten Formelemente (vgl. Abbildung 106b) erlauben eine Reduzierung der Ziehtiefe auf nunmehr nur 17mm. Analog zu den im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen entwickelten und untersuchten Formelementeverbunden mit modularen Formeinsätzen sind diese Formelemente ebenfalls modular ausgeführt, sodass die Anpassung des Spaltes sowie die geometrischen Abmessungen und die Oberflächentopografie bei Bedarf verändert werden können. Aufgrund der gekrümmten Formelementegeometrie wird die Platine nicht reibungsfrei eben gereckt (vgl. Abbildung 52), sondern durch den Einzug in den Formelementeverbund herrscht bereits während der ersten Phase Kontakt zwischen der Platine und dem Stempel. Es findet eine Relativbewegung unter Reibungseinflüssen statt, die dem SCS-Prinzip entgegenwirkt. Da die Vorteile einer geringeren Ziehtiefe und der Reduzierung von Druckspannungen in der Platinebene durch eine quasi-abwickelbare Ankonstruktion zu überwiegen scheinen, wird das Konzept dennoch weiterverfolgt und der Einfluss mittels Simulation genauer untersucht. Um die Auswirkungen der Relativbewegung zwischen Platine und Stempel minimal zu halten, ist eine Reduzierung der Reibungskraft zwischen Platine und Stempelgeometrie anzustreben. Dies soll durch eine entsprechende Oberflächenbehandlung der Stempelgeometrie in Form von Polieren erfolgen. Auf Basis der erzeugten Bauteilgeometrie und des entwickelten Werkzeugkonzeptes wurden die für das Simulationsmodell notwendigen Wirkflächen generiert und der Umformprozess in das Modell integriert, sodass die Machbarkeit des Bauteils virtuell überprüft werden kann. Das Ergebnis der FEM-Prozesssimulation ist in Abbildung 107 dargestellt.

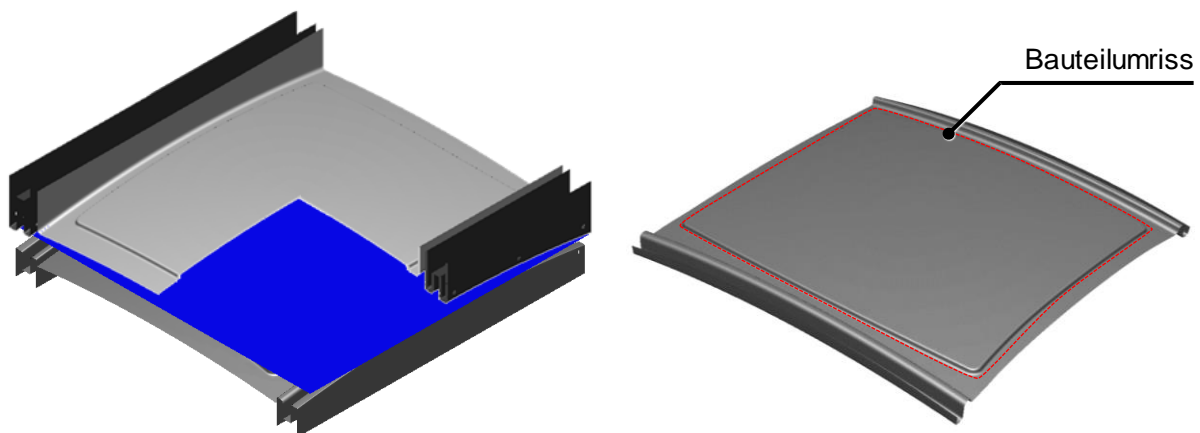


Abbildung 107: Ergebnis der FEM-Prozesssimulation zur Untersuchung der Machbarkeit der Dachgeometrie

Die Ergebnisse der Machbarkeitsuntersuchung zeigen eine gute Ausformung des Bauteils ohne Faltenbildung im Eckbereich der Dachgeometrie. Aufgrund der gekrümmten Formelementeverbunde erfährt die Platine beim Einzug in diese eine hohe Belastung in Form von Druckspannungen quer zur Hauptformrichtung. Die Druckspannungen können zur Faltenbildung innerhalb der Formelemente führen und ein Bauteilversagen hervorrufen. Daher muss in der Praxis darauf geachtet werden, dass die überlagerten Zugspannungen derart hoch sind, dass ein Ausbeulen bzw. Ausknicken des Blechwerkstoffs aufgrund der Druckspannungen verhindert wird. Dies wird durch Anpassung der Formelementespalte und der Platinenabmessungen erreicht.

6.2.2 Werkzeugkonstruktion und Inbetriebnahme

Auf Basis der Ergebnisse der vorangegangenen Machbarkeitsbetrachtung erfolgt die konstruktive Auslegung des Gesamtwerkzeuges. Diese soll sich an das im Rahmen der in Kapitel 6.2.1 erarbeitete Konzept zum kombinierten Recken und Tiefziehen der Dachbeplankung unter Einsatz gekrümmter Formelemente orientieren. Neben dieser Neuerung gegenüber dem SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Fondtürbeplankung in Kapitel 6.1 soll bei diesem Werkzeug erstmals die Formelementengeometrie G3 zum Einsatz kommen. Diese weist im oberen und unteren Formelementeverbund jeweils nur noch zwei Formelemente aus und basiert auf der im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen vorgestellten Weiterentwicklung mit modularen Formeinsätzen (Abbildung 108).

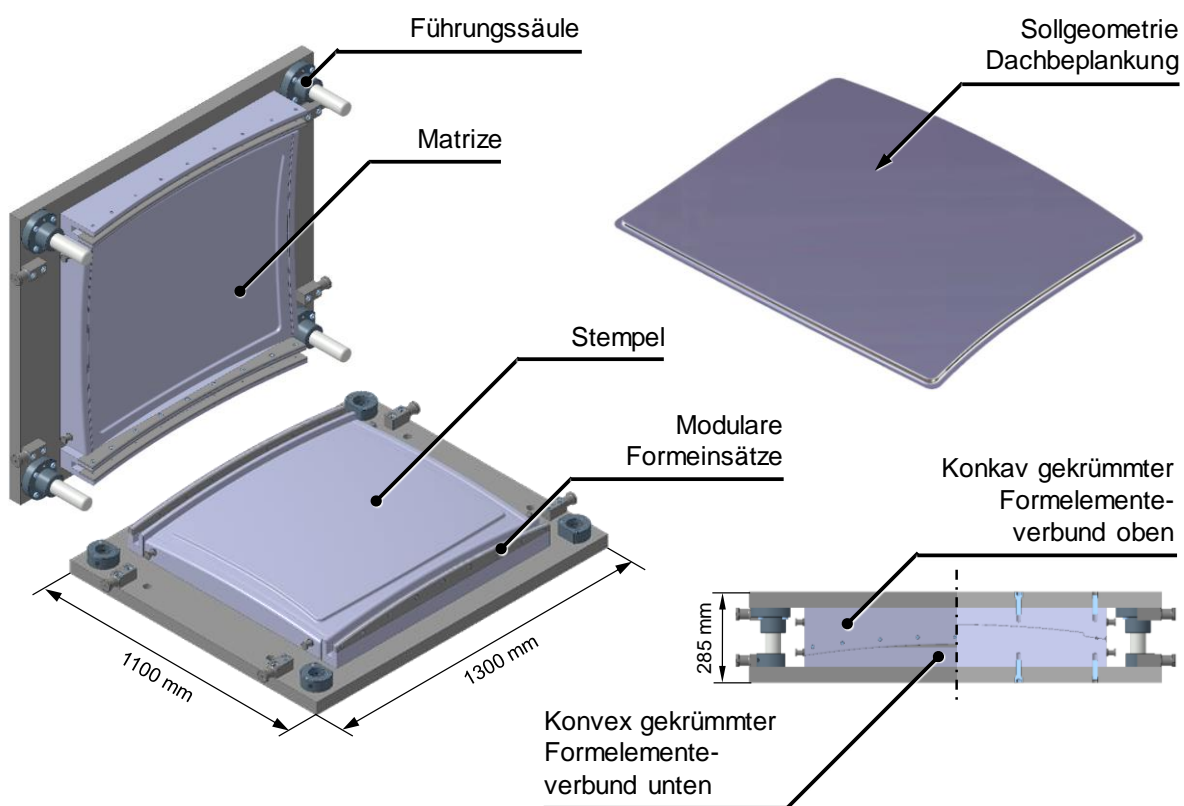


Abbildung 108: CAD-Modell des Werkzeuges zur Herstellung einer Dachbeplankung

Basierend auf den CAD-Daten der Werkzeugkonstruktion wurde das Werkzeug am IFU gefertigt und montiert. Es ist sehr kompakt ausgeführt und verfügt über keinerlei bewegliche Komponenten. Stattdessen wirken zwei starre Werkzeughälften, die obere und die untere, zusammen und formen durch die Hubbewegung des Pressenstößels die Platine um. Dabei wird zunächst durch das Ineinandergreifen der Formelemente die Platine gereckt und im weiteren Verlauf der Hubbewegung die Bauteilkontur ausgeformt. In Abbildung 109 sind das Werkzeug und ein damit hergestelltes Bauteil dargestellt.

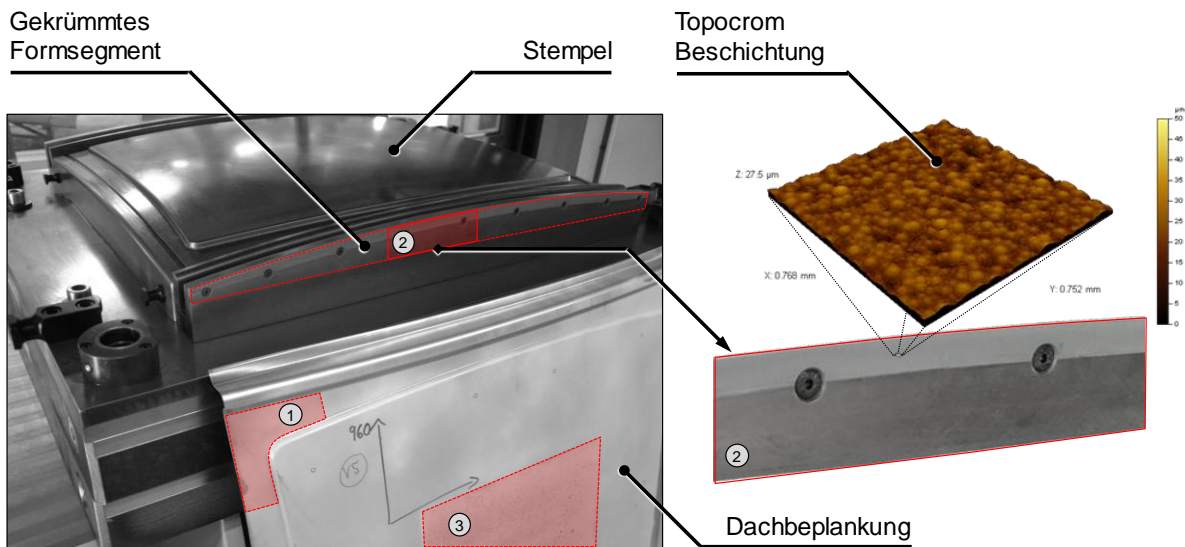
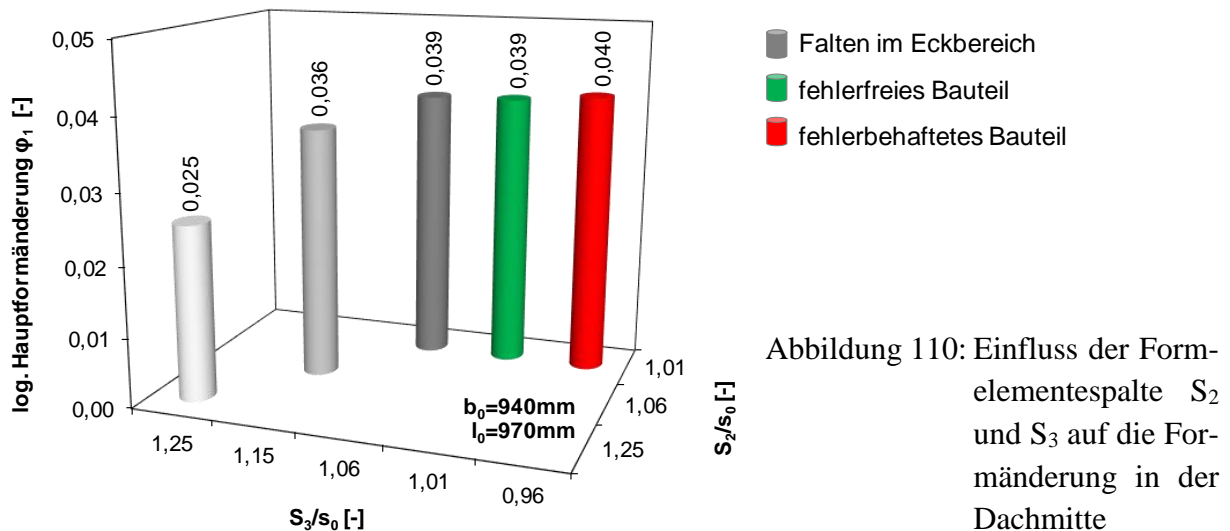


Abbildung 109: SCS-Werkzeug und damit hergestellte Dachbeplankung

Im Rahmen der Inbetriebnahme wurden mehrere Prozessgrößen variiert und deren Einfluss auf das Umformergebnis beurteilt. So wurden die Formelementespalte durch Unterlegen der Formsegmente angepasst, um die Rückhaltekraft während der Tiefziehphase zu erhöhen und eine mögliche Faltenbildung im Eckbereich der Bauteilgeometrie zu vermeiden (Abbildung 109, Bereich 1). Die Formelemente selbst wurden modular ausgeführt und die austauschbaren Formsegmente (Abbildung 109, Bereich 2) wurden mit der bereits in Kapitel 5.2 vorgestellten Topocrom-Beschichtung versehen. Weiterhin wurde die Platinenlänge variiert und der Einfluss auf die in der Bauteilmitte resultierende Hauptformänderung betrachtet (Abbildung 109, Bereich 3). Diese wurde mit der ebenfalls bereits vorgestellten optischen Messtechnik ermittelt und dient im späteren Verlauf als Vergleichsgröße zum Abgleich mit der Simulation. Die Ergebnisse der Variation der Formelementespalte S_2 und S_3 und deren Einfluss auf die erzielte Hauptformänderung in der Bauteilmitte sind in Abbildung 110 dargestellt.

Abbildung 110: Einfluss der Formelementespalte S_2 und S_3 auf die Formänderung in der Dachmitte

Zunächst wurden Bauteile hergestellt ohne die Formelementespalte S_2 und S_3 zu verändern, also entsprechend dem CAD-Nulldatensatz. Dies entspricht einem Spalt $S_2/s_0=1,25$ sowie einem Spalt $S_3/s_0=1,25$. Bei einer Ausgangslänge der Platine $l_0=970\text{mm}$ konnten mit diesen Einstellungen Bauteile mit einer Hauptformänderung von $\varphi_1=0,025$ hergestellt werden. Durch die geringe Rückhaltekraft bei diesen Einstellungen konnte die Faltenbildung im Eckbereich der Dachgeometrie nicht verhindert werden. Es wurden anschließend mehrere Spaltkombinationen S_2/S_3 geprüft und die Ergebnisse ausgewertet. Mit den Einstellungen $S_2/s_0=1,01$ sowie $S_3/s_0=1,06$ konnten schließlich Bauteile hergestellt werden, die eine maximal erreichte Formänderung von $\varphi_1=0,039$ in der Bauteilmitte aufwiesen. Die Faltentendenz wurde jedoch nicht gänzlich unterdrückt, sodass teilweise Oberflächenunruhen in den Eckbereichen des Bauteils sichtbar waren. Daher wurde der Spalt S_3 weiter betrachtet und schrittweise reduziert. Mit den Einstellungen $S_3/s_0=1,01$ konnten faltenfreie Beplankungsteile hergestellt werden, die ebenfalls eine Formänderung von $\varphi_1=0,039$ in der Bauteilmitte aufwiesen. Um zu prüfen ob die erzielte Formänderung weiter erhöht werden kann, wurde schließlich die Einstellung $S_3/s_0=0,96$ gewählt und damit sogar ein negativer Spalt untersucht. Die Hauptformänderung konnte dadurch unmerklich auf $\varphi_1=0,040$ in der Bauteilmitte erhöht werden, jedoch traten aufgrund zu hoher Zugspannungen entlang der Bauteilkontur Reißer auf. Für die anschließenden Untersuchungen werden daher die Einstellungen $S_2/s_0=1,01$ sowie $S_3/s_0=1,01$ festgelegt.

6.2.3 Herstellung von Bauteilen im Laborbetrieb

Nach Abschluss der Optimierungsmaßnahmen und des Tuschierens der Werkzeugoberflächen wurden im Rahmen von zwei Versuchsreihen zahlreiche Dachbeplankungen hergestellt. Die Bauteile der ersten Versuchsreihe wurden im weiteren Verlauf hinsichtlich deren mechanischen Eigenschaften, vornehmlich deren Festigkeit respektive Beulfestigkeit geprüft und bewertet werden. Die Bauteile der zweiten Versuchsreihe wurden ebenfalls auf diese Größen hin untersucht, jedoch zuvor einer Wärmebehandlung unterzogen. Damit wurde die festigkeitssteigernde Wirkung der damit verbundenen Ausscheidungshärtung untersucht und dokumentiert. Der Prozess der Wärmebehandlung und die Vorgehensweise hierfür werden zu einem späteren Zeitpunkt näher beschrieben. Aus logistischen und organisatorischen Gründen wurden die zwei genannten Versuchsreihen zur Herstellung der entsprechenden Dachbeplankungen mit einer zeitlichen Unterbrechung von etwa sechs Wochen durchgeführt. Dieser Zeitraum liegt aus Sicht des Blechherstellers innerhalb der Verarbeitungsempfehlung, und gehört im industriellen Umfeld bzw. bei der Fertigung von Blechformteilen in der Automobilindustrie zur gängigen Praxis.

Um den Einfluss der Ausgangslänge l_0 der Platine auf die erzielte Hauptformänderung in der Bauteilmitte zu untersuchen, wurden Bauteile mit einer fest vorgegebene Platinenbreite $b_0=940\text{mm}$ unter Variation der Platinenlänge l_0 hergestellt und bewertet. Die Ausgangsplatinenbreite b_0 wurde im Rahmen der Inbetriebnahme festgelegt und hängt von der Breite des Werkzeuges und der Bauteilgeometrie ab. Für $b_0<940\text{mm}$ kann das Bauteil nicht ausgeformt werden und für $b_0>940\text{mm}$ bedeutet dies einen unnötig hohen Materialeinsatz ohne technologischen Zugewinn. Die Variation der Ausgangslänge konnte somit auf $l_0=940\dots980\text{mm}$ eingegrenzt werden. Für $l_0<940\text{mm}$ entstehen Falten aufgrund zu geringer Rückhaltekräfte während der Tiefziehphase und für $l_0>980\text{mm}$ tritt Bauteilversagen in Form von Reißern entlang des

Bauteilumrisses auf. Der Überstand U der Platine gegenüber dem oberen Formelementeverbund beträgt $U=5\text{mm}$ bei einer Platinenlänge von $l_0=940\text{mm}$. Entsprechend ergibt sich bei $l_0=980\text{mm}$ ein Überstand von $U=25\text{mm}$. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind in Tabelle 6 sowie in Abbildung 111 zusammengefasst.

Wie an den Fehlerindikatoren deutlich erkennbar wird, ist die Wiederholgenauigkeit der Ergebnisse hinsichtlich der erzielten Hauptformänderung in der jeweiligen Bauteilmitte deutlich geringer als die des Umformprozesses der Fondtürbeplankung. Dieser Sachverhalt ist hauptsächlich auf zwei Gründe zurückzuführen. Zum einen ist der Prozess des Reckens durch das Ineinandergreifen der Formelementeverbunde deutlich sensibler gegenüber Prozessschwankungen da die gesamte Zugkraftinduktion auf ein Formelementepaar beschränkt ist, zum anderen wirken sich Positioniergenauigkeiten beim Einlegen der Platine in das Werkzeug deutlich prägnanter auf die erzielte Kaltverfestigung aus.

Tabelle 6: Ergebnisse der untersuchten Bauteile

b_0 [mm]	l_0 [mm]	φ_1 [-]
940	940	0,002...0,008
940	945	0,010...0,013
940	950	0,020...0,027
940	955	0,031...0,037
940	960	0,031...0,038
940	965	0,037...0,040
940	970	0,038...0,043
940	975	0,039...0,039
940	980	0,040...0,040

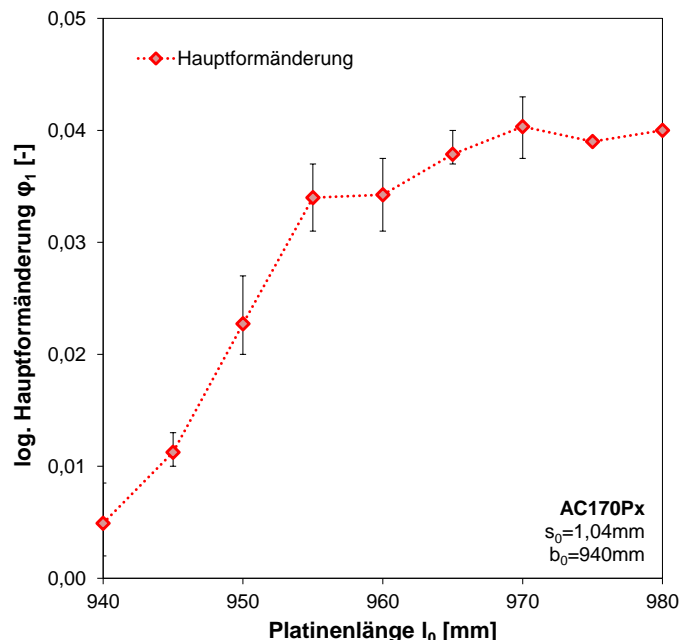


Abbildung 111: Einfluss der Platinenlänge l_0 auf die Hauptformänderung

Beim SCS-Werkzeug zur Herstellung der Fondtür wird der Reckvorgang auf zwei aufeinanderfolgende Teilschritte aufgeteilt, da hier jeweils drei Formelemente oben und unten wirken. Das Prozessfenster zur Zugkraftinduktion ist daher deutlich größer und unempfindlicher gegenüber Prozessschwankungen. Solche Schwankungen können z.B. die Reproduzierbarkeit der Einlegeposition der Platine sein, als auch tribologische Parameter, die sich aufgrund einer evtl. ungleichmäßigen Basisbeölung der Platine ergeben. Dies kann z.B. in unterschiedliche Relativgeschwindigkeiten zwischen der Platine und dem Stempel während des Reckvorgangs resultieren und sich demnach in einem deutlichen Unterschied der erzielten Reckung widerspiegeln. Um die Sensitivität des Prozesses bzw. der SCS-Technologie gegenüber schwankenden Parametern zu bestimmen, sind jedoch deutlich mehr Untersuchungen nötig, als die im Rahmen dieser Versuchsreihe durchgeführten. Um dennoch zu prüfen, inwieweit die Genauigkeit der

Einlegeposition der Platine einen Einfluss auf das Ziehergebnis besitzt, sollen zu einem späteren Zeitpunkt (siehe Kapitel 6.5) eine spezifische Versuchsreihe durchgeführt und die Ergebnisse analysiert werden.

6.3 Bewertung der Bauteileigenschaften

Die Entwicklungs- und Konstruktionsphase der beiden Werkzeuge zur Herstellung einer Fondtür- und einer Dachbeplankung, sowie deren Inbetriebnahme und die Herstellung der entsprechenden Beplankungsteile wurden bereits in den Kapiteln 6.1 und Kapitel 6.2 eingehend diskutiert. Im Folgenden sollen nun deren Bauteileigenschaften im Hinblick auf die Formänderung, die Rückfederung und die Beuleigenschaften untersucht und bewertet werden, um einen Vergleich zwischen Beplankungsteilen konventioneller Herstellung und mittels der SCS-Technologie zu ziehen. Hierfür sollen mehrere aussagekräftige Größen ermittelt und diskutiert werden.

6.3.1 Betrachtung der Formänderungsverteilung

Um die in der jeweiligen Bauteilmitte erzielte Formänderung der hergestellten Bauteile zu ermitteln, wurde die bereits vorgestellte optische Messtechnik eingesetzt. Mithilfe dieser Messtechnologie wurde die Abhängigkeit der erreichten Formänderung von der jeweiligen Platinenabmessung messtechnisch nachgewiesen (vgl. Abbildung 103 und Abbildung 111). Nach [Lan90, Bat65, Sem88] wirkt sich die beim Streckziehen weitestgehend homogene Formänderungsverteilung im Bauteil positiv auf die lokale Rückfederung und damit auf die Abformgenauigkeit des Bauteils aus. Daher ist neben der Ermittlung der lokal erzielten Formänderung die globale Formänderungsverteilung im Bauteil ein ebenso wichtiges Qualitätskriterium. Um diese Verteilung zu erfassen, wurden einzelne Platinen vollständig mit dem stochastischen Muster versehen, welches zur Ermittlung der Formänderung nötig ist. Dies erlaubt die flächige Auswertung der gesamten Bauteilgeometrie (Abbildung 112).

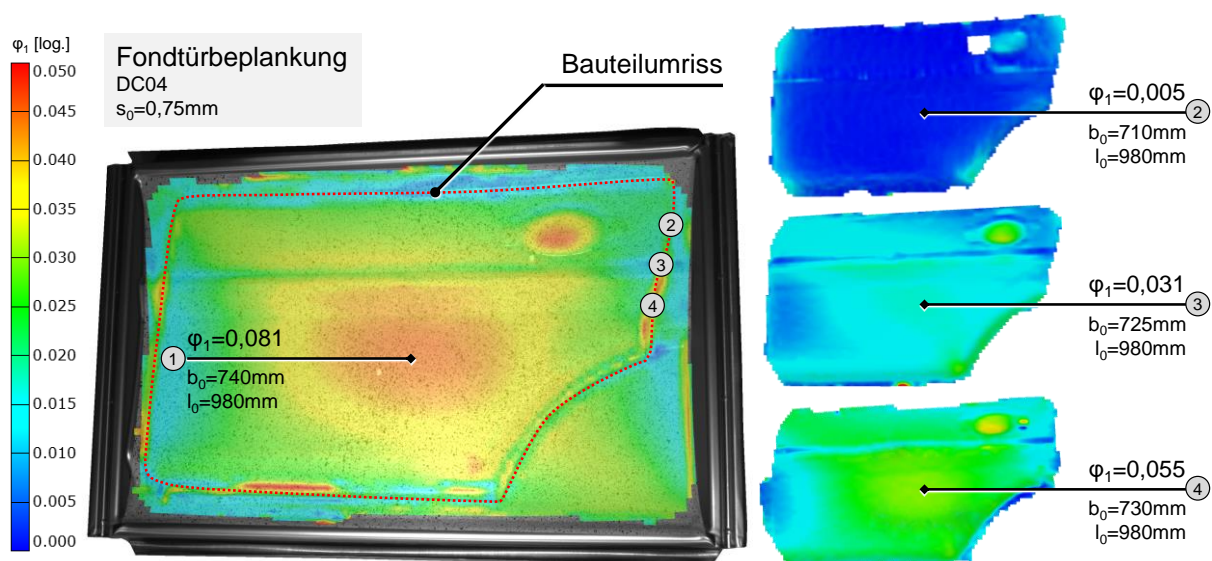


Abbildung 112: Formänderungsverteilung ausgewählter Fondtürbeplankungen

Für die Betrachtung der Formänderungsverteilung der Tür wurden vier ausgewählte Platinenabmessungen mit dem stochastischen Muster versehen und nach dem Umformprozess ausgewertet. Es wurden analog zu den in Tabelle 5 vorgestellten Ergebnissen Platinen der Ausgangsbreiten $b_0=710\text{mm}$, $b_0=725\text{mm}$, $b_0=730\text{mm}$ und $b_0=740\text{mm}$ untersucht. Die in der Bauteilmitte erreichte Hauptformänderung wurde bereits in Abhängigkeit von der jeweiligen Platinenbreite vorgestellt. Die entsprechende Formänderungsverteilung der Beplankungsteile zeigt ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit von der gewählten Ausgangsbreite der Platine und der damit induzierten Zugspannung. Diese steigt mit zunehmender Platinenbreite in der Bauteilmitte deutlich an, sodass lokal sehr hohe Spannungen respektive Formänderungen auftreten. Die Formänderungsverteilung wird mit zunehmender Platinenbreite und Formänderung in der Bauteilmitte zusehends inhomogener. Die in Abbildung 112 dargestellten Beplankungsteile Nr. 2 und Nr. 3 zeigen eine sehr homogene Verteilung der Formänderung bei relativ geringer Hauptformänderung in der Bauteilmitte. Bauteil Nr. 4 weist bei einer höheren Hauptformänderung eine akzeptable Formänderungsverteilung auf, während Bauteil Nr. 1 eine deutlich inhomogene Verteilung aufweist.

Um eine seriennahe Bewertung der Oberfläche durchzuführen, wurden mehrere Bauteile dem Lackierungsprozess zugeführt und anschließend deren Oberfläche mittels Streifenlichtprojektion bewertet. Trotz der zunehmenden Inhomogenität mit steigender Formänderung konnten bei den hergestellten Bauteilen keine Oberflächendefekte oder Unruhen innerhalb der Bauteilgeometrie festgestellt werden. Lediglich im Bereich der Türgriffmulde sind leichte Oberflächenunruhen im Auslaufbereich zu sehen (Abbildung 113).

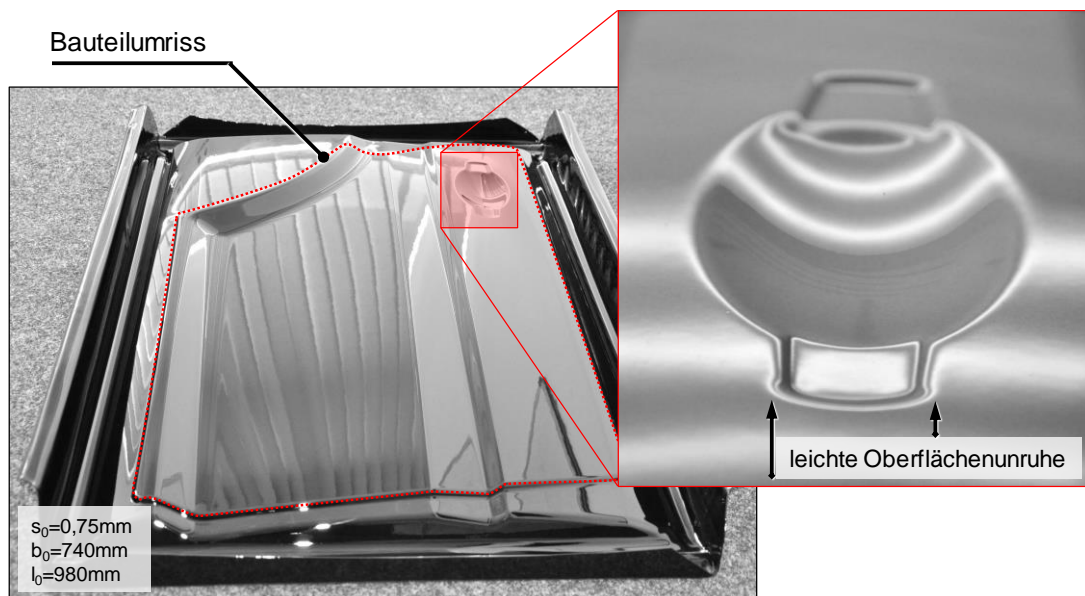


Abbildung 113: Oberflächenbewertung der Fondtürbeplankung mittels Streifenlichtprojektion

Diese Aufwölbungen resultieren aus hohen Druckspannungen in der Blechebene rund um den Auslaufbereich der Türgriffmulde und sind in Art und Position typisch für Türbeplankungsteile. Im Automobilbereich werden derartige Fehler durch Nacharbeit am Werkzeug beseitigt. Es werden Überhöhungen durch Schleifen beseitigt oder sog. Pflasterungen aufgeschweißt und diese ebenfalls durch Nachschleifen an die Kontur angepasst. Bei starken Einfallstellen oder

Überhöhungen werden die Werkzeuge teilweise lokal überbogen, sodass der Spannungsgradient verändert wird [Bir13].

Eine Reduzierung der Rückfederung beim Streckziehen konnte entgegen den Literaturangaben nicht festgestellt werden, diese stieg mit zunehmender Formänderung an. Dieser Sachverhalt konnte bereits durch [Vla09] entgegen der in der Literatur verbreiteten Aussagen bestätigt werden und wird zu einem späteren Zeitpunkt gesondert betrachtet.

Analog zur Bewertung der Fondtürbeplankung wurden auch die mittels des SCS-Werkzeuges hergestellten Dachbeplankungen untersucht. Hierfür wurden ebenfalls Platinen ausgewählter Längenabmessungen entsprechend mit einem stochastischen Muster versehen und anschließend die Formänderungsverteilung bewertet. Für die Untersuchung wurden die Bauteile der Ausgangslänge $l_0=940\text{mm}$, $l_0=950\text{mm}$, $l_0=960\text{mm}$ und $l_0=970\text{mm}$ näher betrachtet. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 114 dargestellt.

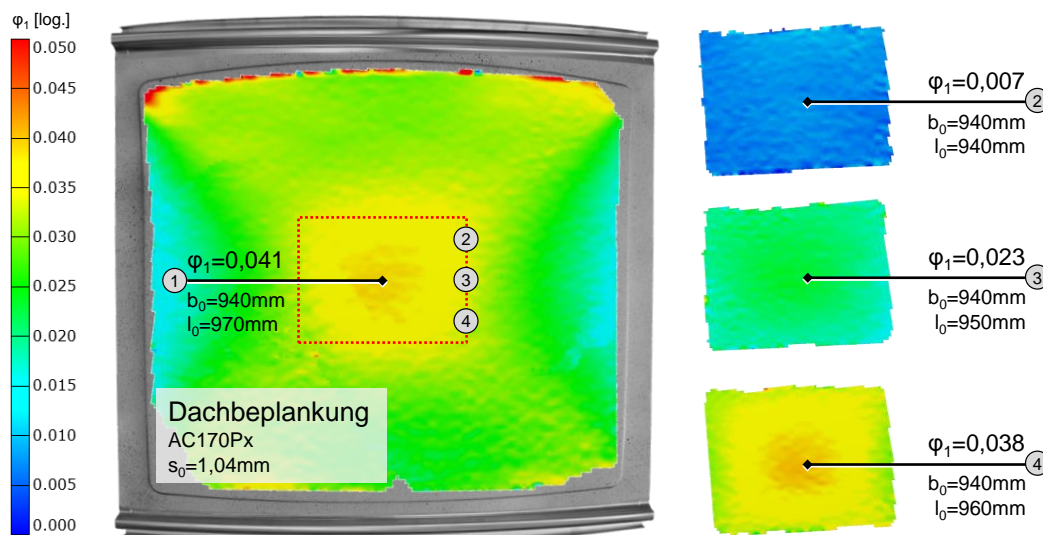


Abbildung 114: Formänderungsverteilung ausgewählter Dachbeplankungen für vier unterschiedlich große Platinen

Auch bei der Dachbeplankung ergibt sich dasselbe Verteilungsbild wie bei den Fondtüren. Mit zunehmender Platinenlänge und steigenden Formänderungsbeträgen in der Bauteilmitte wird die Formänderungsverteilung stetig inhomogener. Für die Bauteile Nr. 2 und Nr. 3 ist die Formänderungsverteilung weitestgehend homogen und wird mit zunehmender Platinenlänge inhomogener (Bauteile Nr. 1 und Nr. 4). Aufgrund der Bauteilgeometrie und der damit zusammenhängenden Oberflächentopographie ergeben sich durch die in beiden Hauptrichtungen konvexe Oberflächenkrümmung keinerlei kritischen Bereiche hinsichtlich der Ausbildung von Oberflächendefekten bzw. -unruhen. Von einer Lackierung der Beplankungsteile wurde daher an dieser Stelle abgesehen. Der Einfluss auf die Rückfederung wird jedoch genauer untersucht.

6.3.2 Ermittlung der Rückfederung und der Formabweichung

Die Kompensation der Rückfederung umformtechnisch hergestellter Bauteile spielt während der Entwicklungs- und Tryoutphase von Umformwerkzeugen eine wichtige und zeitkritische

Rolle. Ausgehend vom CAD-Nulldatensatz, dessen Geometrie der Sollgeometrie des herzustellenden Bauteils entspricht, liegt ein damit hergestelltes Bauteil aufgrund der Rückfederung oftmals deutlich außerhalb der zulässigen Maßtoleranzen. Die Werkzeuge müssen daher überarbeitet werden, sodass nach der Rückfederung des Bauteils dieses innerhalb der vorgegebenen Toleranzen liegt. Um dies zu erreichen, werden heute in der Praxis viele verschiedene Strategien verfolgt, die jedoch alle auf der sog. Werkzeugüberbiegung basieren. Hierbei wird die Werkzeugwirkfläche als sog. Falschform erzeugt. Das durch die Rückfederung des Bauteils messtechnisch erfasste Verschiebungsfeld wird auf Basis von Erfahrungswerten mit einem Kompensationsfaktor belegt und in die Wirkfläche der formgebenden Werkzeuggeometrie eingepflegt. Diese sog. Falschform soll nach der Umformoperation und der Rückfederung des damit hergestellten Bauteils dazu führen, dieses maßhaltig in der Großserie herstellen zu können. Ob lediglich die Ziehoperation oder auch die Folgestufen überbogen werden, hängt von der gewählten Strategie ab. Diese, auch als Rückfederungskompensation der Werkzeuge genannte Maßnahme, sowie die entsprechende Überarbeitung der Werkzeuge werden meist in mehreren Schleifen durchgeführt und sind sowohl kosten- als auch zeitintensiv. Im heutigen Werkzeugbau versucht man daher, die Überbiegung der Werkzeuge weitestgehend durch die FEM-Prozesssimulation zu unterstützen, um die nötigen Nacharbeitsvorgänge bzw. die Anzahl dieser Optimierungsschleifen zu minimieren [Bir13]. Eine möglichst geringe Maßabweichung von der Sollgeometrie ist daher im Sinne der Einsparung solcher Optimierungs- bzw. Nacharbeitschleifen sinnig und zielführend, weshalb eine geringe Rückfederung wünschenswert ist.

Entgegen den Literaturangaben, wonach Bauteile mit Streckziehtechnologien hergestellt wurden, eine geringe Rückfederung aufweisen, kann dies hier nicht bestätigt bzw. beobachtet werden. Die SCS-Technologie unterscheidet sich demnach von klassischen Streckziehverfahren. Dies liegt u.a. an der Kombination des Streckziehens mit einer anschließenden Tiefziehoperation und an der komplexen, konvex-konkaven Bauteilkrümmung der damit hergestellten Bauteile. Dies wurde bereits durch [Vla09] angenommen und soll an dieser Stelle messtechnisch nachgewiesen werden.

Hierfür werden durch Variation der Platinenabmessungen zunächst Bauteile mit unterschiedlicher Hauptformänderung in der Bauteilmitte hergestellt. Im Anschluss daran wird die im automobilen Serienprozess nachfolgende Schneidoperation mithilfe eines Laserbeschnitts nachgebildet und die Rückfederung messtechnisch erfasst. Analog zur messtechnischen Erfassung der erzielten Hauptformänderung in der Bauteilmitte wird auch hier eine optische Messtechnik verwendet, die auf Basis der sog. Streifenprojektion arbeitet. Das System („Atos“ der Fa. GOM - Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH) besteht aus einem Musterprojektor, der das zu vermessende Bauteil zeitlich sequentiell mit parallelen hellen und dunklen Streifen mit unterschiedlicher Breite beleuchtet. Zwei Videokameras erfassen das projizierte Streifenmuster auf dem Bauteil und berechnen auf Basis bekannter Kamera- und Projektorposition die Koordinate des Objektpunktes im Raum. Hierfür muss das System vorab kalibriert werden, sodass die geometrische Lage aller Bildstrahlen bekannt ist. Die im Raum erfassten Messpunkte werden anschließend mittels einer entsprechenden Software zu einer dreidimensionalen Punktwolke korreliert. Dieses 3D-Messergebnis kann anschließend bewertet und vermessen werden. Durch einen digitalen Vergleich mit CAD-Solldaten, kann ebenfalls eine Abweichungsberechnung

durchgeführt werden, die eine Basis für die anschließende Werkzeugkompensation bilden kann. Die Genauigkeit heutiger optischer Messsysteme kann je nach gewähltem Objektiv $<50\mu\text{m}$ betragen. In Abbildung 115 ist der Vorgang der 3D-Digitalisierung eines Bauteils mithilfe des optischen Scanners schematisch dargestellt.

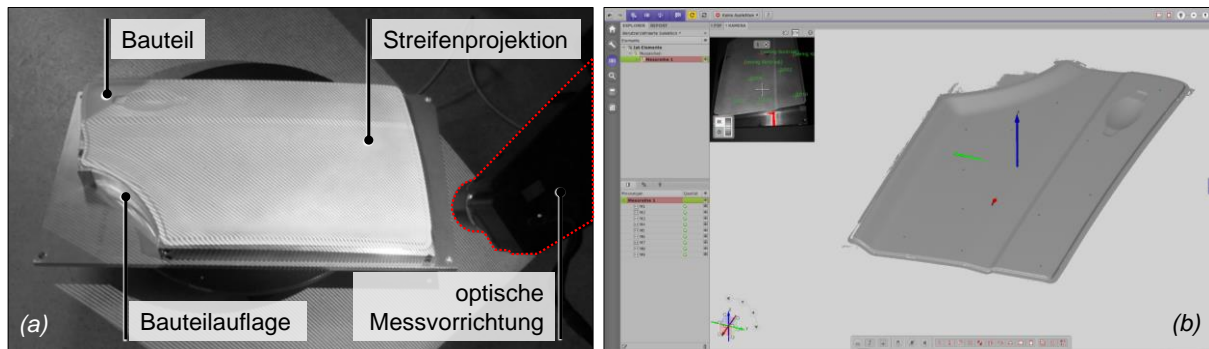


Abbildung 115: Messtechnische Erfassung einer Fondtürbeplankung mittels optischer Streifenprojektion (a) und entsprechendes 3D-Messergebnis (b)

Für eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse sowohl untereinander als auch mit der CAD-Sollgeometrie ist die Position des digitalisierten Bauteils im Raum von entscheidender Bedeutung. In der Automobilindustrie werden hierfür bestimmte, vorab festgelegte sog. Spannkonzepete entwickelt, die eine vorgegebene Spannsituation des Bauteils festlegen, unter welcher dieses Vermessen wird. Dieses Spannkonzepet orientiert sich meist an die spätere Verbausituation im Fahrzeug und an den nachgelagerten Fügeprozess im Rohbau. Um die im Rahmen dieser Untersuchung digitalisierten Bauteile miteinander vergleichen zu können, wird ebenfalls eine reproduzierbare und fest definierte Ausrichtung der Bauteile festgelegt. Zunächst muss gewährleistet werden, dass während der 3D-Digitalisierung alle Bauteile dieselbe Position und Auflagebedingungen aufweisen. Hierfür wurde, auch im Hinblick auf die nachfolgende Untersuchung zur Ermittlung der mechanischen Bauteileigenschaften, eine entsprechende Bauteilaufgabe konstruiert und gefertigt, die eine definierte Auflageposition der Bauteile während der Digitalisierung erlaubt. Dadurch kann gewährleistet werden, dass die Bauteile keiner unbeabsichtigten Torsions- oder Biegebeanspruchung ausgesetzt sind und das Messergebnis hiervon negativ beeinflusst werden würde.

Für die anschließende Untersuchung der Soll-Ist-Abweichung der digitalisierten Bauteile im Vergleich zur CAD-Sollgeometrie, ist eine weitere Definition der Bauteilausrichtung notwendig. Hierfür werden je nach Anwendungsfall unterschiedliche Strategien verfolgt, die eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zum Ziel haben. Um eine möglichst realitätsnahe, der Aufspannsituation in der Automobilindustrie naheliegende Lösung zu schaffen, wird eine sog. 3-2-1 Ausrichtung festgelegt. Hierbei wird exakt die Anzahl an Randbedingungen erzeugt, die für eine definierte und reproduzierbare Ausrichtung des Bauteils notwendig ist. Im Fahrzeugbau wird auf ein nach DIN ISO 8855 festgelegtes Fahrzeugkoordinatensystem zurückgegriffen, um Lage- und Richtungsangaben zu beschreiben und Messergebnisse entsprechend interpretieren zu können. Das nach DIN ISO 8855 festgelegte Fahrzeugkoordinatensystem ist in Abbildung 116 schematisch dargestellt. Die gedachte Fahrtrichtung des Fahrzeuges entspricht der

positiven x-Achse, die Ausstiegsseite des Fahrers (Linkslenker) der positiven y-Achse und die positive z-Achse entspricht der Höhenzunahme ausgehend vom Fahrzeugboden.

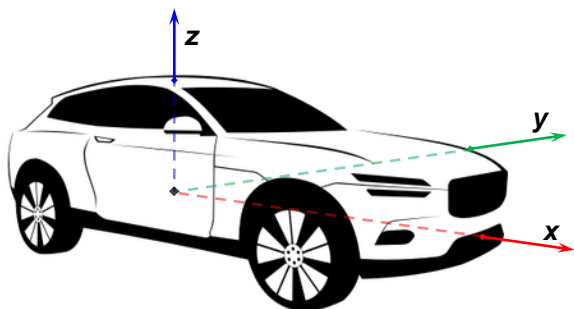


Abbildung 116: Fahrzeugkoordinatensystem nach DIN ISO 8855

Für den vorliegenden Fall wird das Fahrzeugkoordinatensystem aus praktischen Gründen um 90° in positiver Drehrichtung um die x-Achse gedreht. Die y-Achse entspricht im gedrehten Koordinatensystem der z'-Achse, die z-Achse der y'-Achse während die x-Achse unverändert bleibt. Mithilfe dieser Festlegung werden entsprechend der Logik der 3-2-1 Ausrichtung zunächst drei Auflagepunkte in z'-Richtung festgelegt, anschließend zwei Punkte in y'-Richtung und schließlich ein Punkt in x-Richtung, welcher den letzten Freiheitsgrad des Bauteils sperrt. Die 3-2-1 Ausrichtung eines ausgewählten Bauteils während einer Referenzmessung sowie die Aufspannpunkte in schematischer Darstellung, sind in Abbildung 118 zusammengefasst.

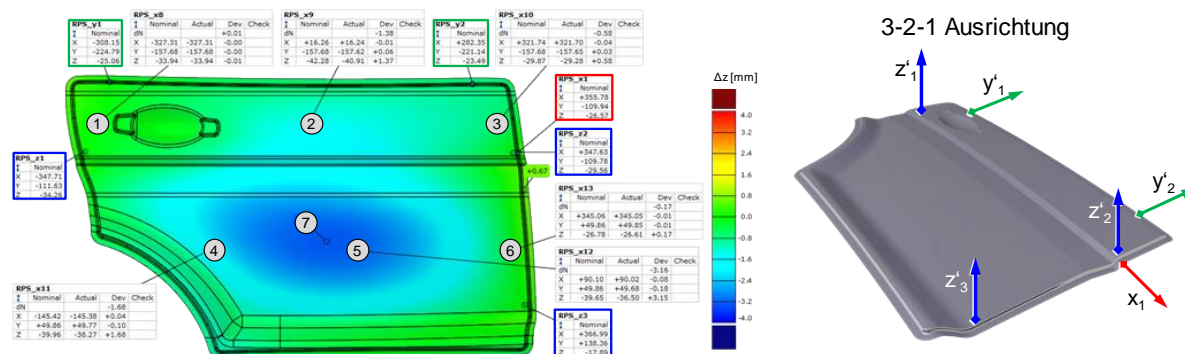


Abbildung 117: Abweichungen an einem Musterbauteil unter Verwendung einer 3-2-1 Ausrichtung im gedrehten Fahrzeugkoordinatensystem

Die drei Aufspannpunkte entlang der z'-Richtung wurden so gewählt, dass sie der späteren, gedachten Position der Türscharniere und des Türschlosses entsprechen. Dadurch soll eine einbaunahe und damit realistische Aufspannsituation geschaffen werden. Die zwei Auflagepunkte entlang der y'-Achse befinden sich entlang der Abkantlinie zur Scheibe hin und der letzte Auflagepunkt entlang der x-Achse liegt ebenfalls entlang der Abkantlinie zur Beifahrertür hin. Durch die Wahl dieser Ausrichtung können nun die für diese Untersuchung vorgesehen Fondtürbeplankungen unter gleichbleibenden und reproduzierbaren Prozessbedingungen digitalisiert werden. Anschließend werden die 3D-Daten hinsichtlich deren möglicher Abweichung zur CAD-Sollgeometrie hin ausgewertet und einem dehnungsabhängigen Vergleich untereinander unterzogen. Hierbei soll ein Nachweis über die Dehnungsabhängigkeit der untersuchten Beplankungsteile auf die maximale Rückfederung geliefert werden. Für diesen Vergleich wer-

den die Abweichungen an sechs festgelegten Messpositionen entlang der Bauteilgeometrie sowie an einer siebten Position, welche die Maximalabweichung eines jeweiligen Bauteils angibt, ausgewertet (vgl. Abbildung 117).

Für die Untersuchungen wurden vier Bauteile ausgewählt, die ein möglichst großes Dehnungsspektrum aller hergestellten Fondtürbeplankungen in der jeweiligen Bauteilmitte abdecken. Entsprechend der Bauteilauswahl zur Ermittlung der Formänderungsverteilung (vgl. Abbildung 112) wurden auch hier Bauteile mit einer Ausgangsbreite von $b_0=710\text{mm}$, $b_0=725\text{mm}$, $b_0=730\text{mm}$ und $b_0=740\text{mm}$ gewählt. Diese Bauteile weisen eine Hauptformänderung in der Bauteilmitte von $\varphi_1=0,005\dots 0,081$ aus und repräsentieren demnach die Gesamtheit aller hergestellten Beplankungsteile. Entsprechend der bereits vorgestellten 3D Digitalisierung unter Verwendung der 3-2-1 Ausrichtung wurden diese vier Bauteile digitalisiert und deren Abweichung zur CAD-Sollgeometrie betrachtet. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurde für die Maßabweichung die maßliche Differenz an jedem Punkt in Normalenrichtung dN betrachtet. Dies ist aufgrund der konvex-konkaven Bauteilgeometrie ein wichtiges Kriterium für die Vergleichbarkeit der Ergebnisse. Diese sind graphisch in Abbildung 119 zusammengefasst.

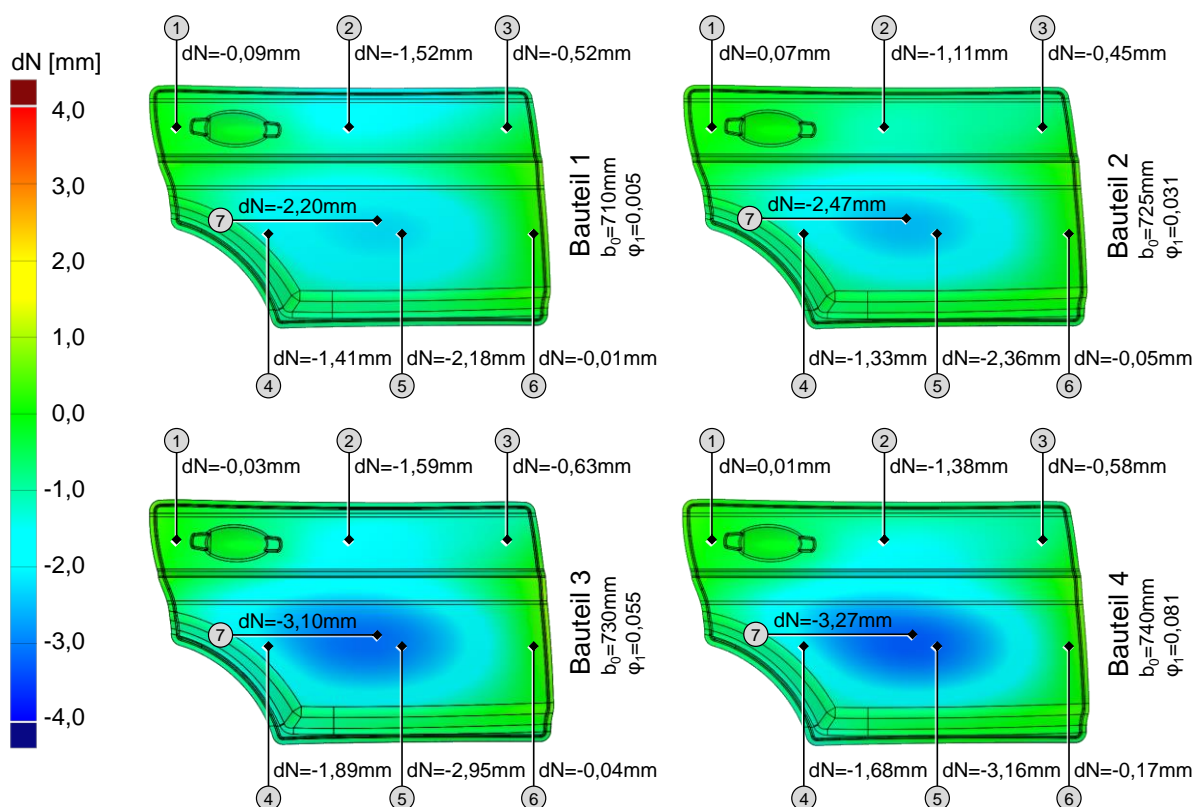


Abbildung 118: Rückfederungsuntersuchung an sieben unterschiedlichen Messstellen vier ausgewählter Fondtürbeplankungen

Es ist deutlich zu sehen, dass die Bauteile mit erhöhter Formänderung erwartungsgemäß ein ausgeprägtes Rückfederungsverhalten aufweisen. Dies hängt mit der Abhängigkeit des E-Moduls vom erzeugten Dehnungsbetrag und dem höheren Spannungsniveau vor der Rückfederung zusammen. Weiterhin ist erkennbar, dass nahe den Auflagepunkten (Messpunkte 1, 3 und 6)

die Rückfederung sehr gering ist. Dies hängt mit der Reduzierung der Bewegungsfreiheitsgrade des Bauteils an diesen Positionen durch die Auflagepunkte zusammen. Auffällig ist ebenfalls, dass im freien Mittenbereich der Bauteile, in dem keinerlei Strukturkanten oder Verprägungen angeordnet sind, die Rückfederung sehr hoch ist und exakt dort ihr Maximum erreicht. Die Auswertung der Rückfederungsergebnisse der untersuchten Bauteile an den sechs bzw. sieben Messpunkten ist in Abbildung 119 dargestellt. Um den Einfluss der vorherrschenden Dehnung an den Messpunkten auf den Rückfederungsbetrag zu verdeutlichen, wurden die Werte entsprechend der Hauptformänderung sortiert. Dies bedeutet, dass an Messposition MP6 die geringsten Formänderungen vorherrschen und an MP7 die betragsmäßig größten. Entsprechend wurden die weiteren Messpositionen und die an dieser Stelle ermittelten Rückfederungsbeträge in Abbildung 119 sortiert und dargestellt.

Man kann deutlich erkennen, dass mit zunehmender Dehnung die Rückfederung steigt. Dies gilt auch für die Betrachtung der einzelnen Bauteile, wobei Bauteil 1 dasjenige mit der geringsten und Bauteil 4 dasjenige mit der höchsten erzielten Formänderung darstellt. Für eine entsprechende Kompensation durch Überbiegen der Werkzeugwirkfläche, muss also für den SCS Prozess vorab eine Zielgröße für den Formänderungsbetrag festgelegt werden, ehe eine Werkzeugoptimierung durchgeführt werden kann. Dies bedeutet, dass eine Veränderung der Plattenabmessungen oder deren Lage im Ziehwerkzeug während einer Produktionsphase zu veränderten Dehnungsbeträgen in den Bauteilen und damit zu veränderter Rückfederungscharakteristik führt. Eine vorherige Festlegung auf die entsprechenden Zielgrößen ist daher bei der SCS-Technologie von entscheidender Bedeutung.

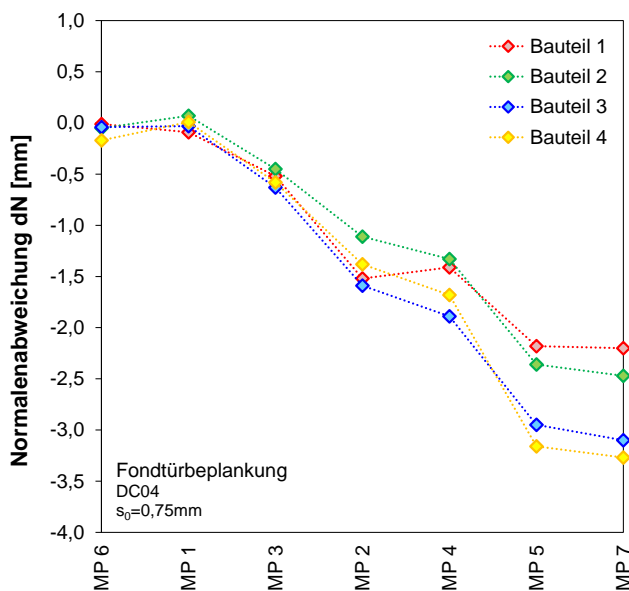


Abbildung 119: Rückfederung der untersuchten Bauteile an ausgewählten Messpositionen

Neben der Ermittlung der Rückfederung zur Einleitung entsprechender Maßnahmen für eine Rückfederungskompensation spielt die reale Werkzeuggeometrie und eine mögliche Abweichung zur CAD-Sollgeometrie eine ebenfalls wichtige Rolle, die Einfluss auf das Ziehergebnis nehmen kann. Oftmals gibt es fertigungsbedingte Abweichungen zwischen der realen und der CAD-Sollgeometrie. Dies kann sowohl auf die Genauigkeitstoleranzen der zum Erzeugen der Oberflächenkontur eingesetzten Fertigungsmaschine zurückgeführt werden, als auch auf sich

verändernde physikalische Randbedingungen. So können z.B. durch Temperaturschwankungen während der Fertigung des Werkzeuges unerwünschte Formabweichungen in der Wirkflächengeometrie auftreten. Neben der eigentlichen Rückfederung des umgeformten Bauteils müssen diese Fehlerquellen ebenfalls identifiziert und die Ursache behoben werden. Um den Einfluss der Fertigung auf die Qualität des gefertigten Werkzeuges hinsichtlich der Formgenauigkeit zu prüfen, wurde das SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Dachbeplankung mittels optischer Messtechnik nach dem Fräsen digitalisiert. Hierfür wurde das auf Basis der Streifenprojektion arbeitende System Atos verwendet, welches bereits bei der Rückfederungsermittlung der Fondtürbeplankungen zum Einsatz kam. Das Ergebnis der 3D-Digitalisierung des SCS-Werkzeuges, bestehend aus oberer und unterer Werkzeughälfte, sowie der Formabweichung gegenüber dem CAD-Nulldatensatz ist in Abbildung 120 dargestellt.

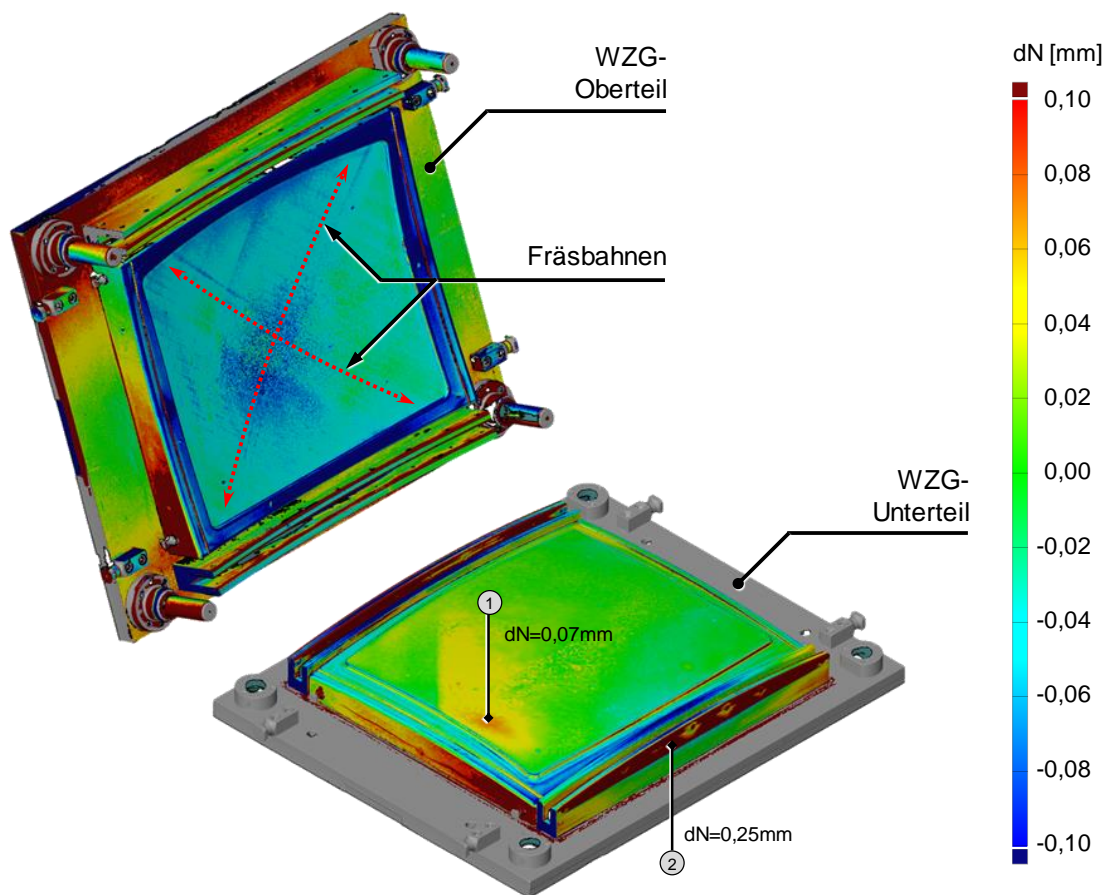


Abbildung 120: Mittels 3D-Digitalisierung ermittelte Formabweichung des SCS-Werkzeuges zur Herstellung einer Dachbeplankung

Bei näherer Betrachtung des Werkzeugoberteils lassen sich die Fräsbahnen bzw. die dadurch verursachten Formabweichungen deutlich erkennen. Diese Formabweichungen lassen sich durch die maximal erzielbare Genauigkeit aufgrund des eingesetzten Fertigungsverfahrens erklären. Sie sind typisch für spanend hergestellte Formwerkzeuge und müssen während der Einarbeitung des Werkzeuges durch Schleifen nachgearbeitet werden. Diese Formabweichungen von $dN < 0,1\text{mm}$ verdeutlichen die technischen Möglichkeiten des hier eingesetzten optischen Messverfahrens mit der zugrundeliegenden Methode der Streifenlichtprojektion. Derartige

Messtechnologien werden im automobilen Serienprozess daher häufig verwendet, da Maßabweichungen zuverlässig während des Produktionsprozesses in situ erfasst und geeignete Gegenmaßnahmen zeitnah ergriffen werden können.

Auf der Wirkfläche des Werkzeugunterteils ist eine typische Formabweichung aufgrund von äußeren Umwelteinflüssen erkennbar. Durch Temperaturschwankungen während der Fertigung und einer damit verbundenen Schrumpfung bzw. Ausdehnung des Werkstoffs, wurde lokal weniger Material abgetragen als durch die vorgegebene Geometrie nötig. Dies resultierte in einer deutlichen Formabweichung in Messbereich 1 von $dN=0,07\text{mm}$ (Abbildung 120). Die ebenfalls deutliche Formabweichung im Messbereich 2 von $dN=0,25\text{mm}$ ist hingegen eine gezielte. Während der Inbetriebnahme wurden die Formelementespalte optimiert, sodass für den Spalt S_3 eine Reduzierung um $\Delta S_3=-0,25\text{mm}$ festgelegt wurde. Dieser Betrag ist beim Vergleich mit dem CAD-Nulldatensatz als Formabweichung sichtbar und kann messtechnisch bestätigt werden. Die dargestellten Formabweichungen wurden während der Inbetriebnahme des Werkzeuges durch entsprechende Nacharbeit korrigiert, sodass für die Herstellung der Bauteile die CAD-Sollgeometrie als Vergleichsgeometrie maßgebend bleibt.

Für die Ermittlung der Rückfederung ist analog zur Rückfederungsuntersuchung der Fondtürbeplankungen ein geeignetes Spann- bzw. Ausrichtungskonzept für die Bauteile notwendig. Auch für die Dachgeometrie wurde für die anschließenden Untersuchungen zur Ermittlung der mechanischen Bauteileigenschaften eine Bauteilauflage gefertigt. Diese sollte ebenfalls als Basis für die Messungen der Rückfederung dieses Bauteils dienen.

Im Gegensatz zu den Fondtürbeplankungen weisen die Dachbeplankungen aufgrund der hier eingesetzten Aluminiumlegierung eine werkstoffbedingte, deutlich höhere Rückfederung auf. Die Positionierung der Dachbeplankungen auf der Bauteilauflage kann daher nicht reproduzierbar gewährleistet werden. Nur durch ein weiteres Spannkonzep, welches die Beplankungsteile durch äußere Krafteinwirkung auf eine Soll-Position zwingt, kann in diesem Fall eine definierte Lage der Dachbeplankungen gewährleistet werden. Diese erzwungene Spannsituation bedingt jedoch eine derart hohe elastische Verformung der Bauteile, sodass diese u.U. in gespannter Lage keinerlei Abweichungen zur CAD-Sollgeometrie aufweisen.

Es wurde daher entschieden, die Bauteile ohne eine Einspannung zu untersuchen und eine sog. freie Rückfederung zu betrachten. Hierbei wurden die Bauteile auf die Stempelgeometrie des Werkzeugunterteils positioniert und inkl. der Auflage, also des Werkzeuges selbst, digitalisiert. Um die digitalisierten Bauteile gegenüber dem Werkzeugunterteil und untereinander vergleichen zu können, wurden Referenzpunkte auf den Bauteilen und am Werkzeug festgelegt, die durch das Messsystem erfasst und während der Auswertung durch die Software wiedererkannt werden. Sie dienen als Basis für eine anschließende Bewertung der Formabweichungen und erlauben die gezielte Positionierung von digitalisierten Bauteilen zueinander. Die Wahl der Referenzpunkte orientiert sich an der Methodik der bereits vorgestellten 3-2-1 Ausrichtung. Die drei Referenzpunkte in z-Richtung werden hierbei durch die Grundplatte des Werkzeugunterteils repräsentiert. Die zwei Referenzpunkte entlang der y-Achse entsprechen der Stempelzarge in Nebenformrichtung und der Referenzpunkt entlang der x-Achse der Stempelzarge in Hauptformrichtung. Bei der Versuchsreihe zur Ermittlung der Rückfederung der Fondtürbeplankungen wurde das Fahrzeugkoordinatensystem aufgrund der veränderten Messlage gegenüber der

eigentlichen Einbausituation am Fahrzeug gedreht. In diesem Fall kann aufgrund der gleichbleibenden Messlage der Dachbeplankungen im Vergleich zu einer realen, am Fahrzeug verbauten Dachbeplankung, auf eine Drehung des nach DIN ISO 8855 festgelegten Fahrzeugkoordinatensystems verzichtet werden.

Die 3D-Digitalisierung des Werkzeugunterteils im Fahrzeugkoordinatensystem mit einer darauf positionierten Dachbeplankung und den dazugehörigen Referenzpunkten sind in Abbildung 121 dargestellt.

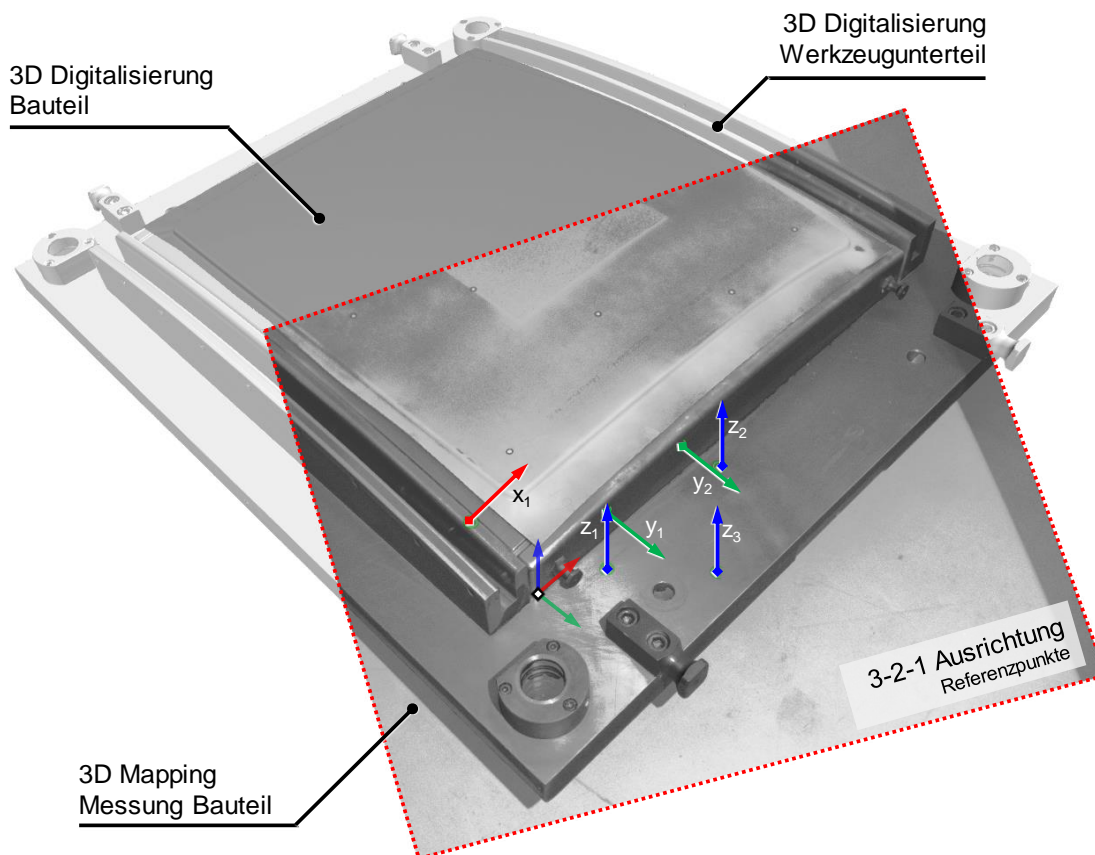


Abbildung 121: 3D-Digitalisierung des SCS-Werkzeuges zur Herstellung einer Dachbeplankung mit Referenzpunkten und daraus resultierendem Koordinatensystem

Die festgelegten Referenzpunkte werden durch entsprechende Markierungen repräsentiert, die durch das Aramis System eindeutig identifizierbar sind. Mithilfe dieser Punkte wird ein Koordinatensystem mit einem fixen Nullpunkt im Raum erzeugt, welches für alle Messreihen die Basis für eine entsprechende Ausrichtung der Daten bildet. Hierfür wird das Koordinatensystem inklusive der Referenzpunkte bei jeder Messung erneut erfasst und gespeichert, sodass eine exakte Positionierung verschiedener Messreihen zueinander möglich wird.

Dies ist beispielhaft und schematisch in Abbildung 122 dargestellt. Hierbei werden verschiedene Messreihen bzw. eine Messreihe mit Bauteildaten und eine Messreihe mit der zu vergleichenden Werkzeuggeometrie, z.B. die des Werkzeugunterteils, in die Auswertesoftware des optischen Messsystems importiert und digital zueinander ausgerichtet. Dies erfolgte auf Basis

der in beiden Messreihen hinterlegten Referenzpunkte und des dazugehörigen Koordinatensystems. Anschließend kann ein Flächenvergleich zwischen der digitalisierten Bauteilgeometrie und der Sollgeometrie des CAD-Datensatzes oder des digitalisierten Werkzeuges erfolgen. Im vorliegenden Fall ist ein Flächenvergleich zur realen Werkzeuggeometrie dargestellt, dessen Ergebnis die freie Rückfederung des Bauteils zeigt.

Wie bereits erwähnt, sind die rückfederungsbedingten Maßabweichungen des hier dargestellten, skalierten PKW-Daches deutlich höher als bei der zuvor erörterten Fondtürbeplankung. In den Eckbereichen des Bauteils werden Rückfederungs- bzw. Abweichungsbeträge in der jeweiligen Normalenrichtung von bis zu $dN=11,93\text{mm}$ messtechnisch nachgewiesen. Derart hohe Abweichungen und ein ähnliches Rücksprungverhalten konnte bei allen im Rahmen dieser Untersuchung erfassten Bauteile festgestellt werden. Ein direkter Vergleich von Bauteilen unterschiedlicher Dehnungsniveaus brachte daher kein aussagekräftiges Ergebnis und wurde an dieser Stelle nicht näher beleuchtet.

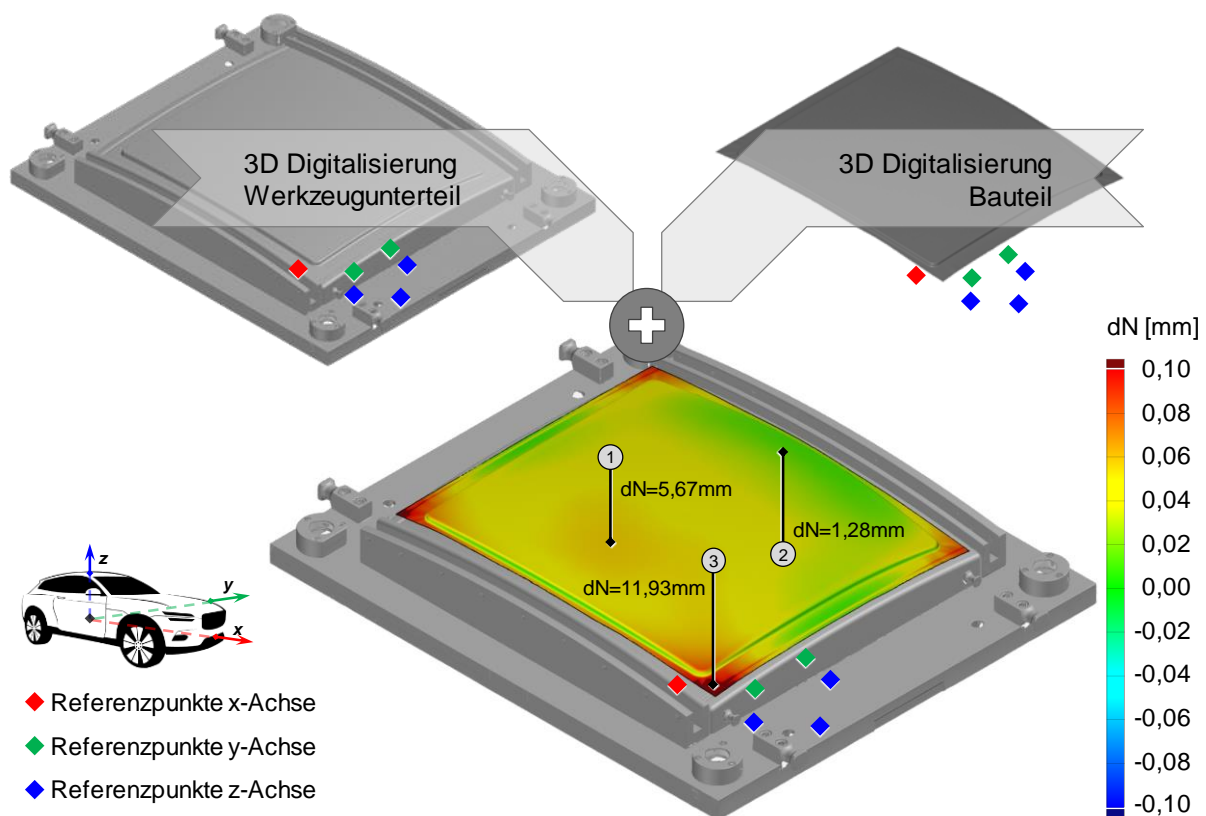


Abbildung 122: Untersuchung der freien Rückfederung einer Dachbeplankung

6.3.3 Bewertung der mechanischen Bauteileigenschaften

Durch den Einsatz der SCS-Technologie konnte nachgewiesen werden, dass die Herstellung von Bauteilen mit erhöhter Formänderung durch Anpassung der entsprechenden geometrischen und tribologischen Parameter an den Formelementeverbunden möglich ist. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen wurden bereits in den vorangegangenen Kapiteln diskutiert. Ebenso wurden die Ergebnisse der Rückfederungsbetrachtung diskutiert und ein direkter Zusammenhang

mit der in der Bauteilfläche erzeugten, plastischen Dehnung hergestellt. Das Ziel durch den Einsatz der SCS-Technologie ist es jedoch, die mechanischen Eigenschaften der damit hergestellten Bauteile zu verbessern. Diese sollen im Rahmen der im Folgenden erörterten Versuchsserie erfasst und bewertet werden. Das Hauptaugenmerk dieser Untersuchung liegt in der Erfassung der Widerstandsfähigkeit der Bauteile gegen äußere Krafteinwirkung. Dies können sowohl flächenhafte als auch punktuelle Belastungen auf den Außenhautteilen von Fahrzeugen sein. Man spricht hierbei auch von den Beuleigenschaften der Bauteile. Flächenhafte Belastungen können z.B. durch eine Schneelast auf das Bauteil einwirken, punktuelle Belastungen durch schlag- bzw. stoßartige Spontanbelastungen wie sie z.B. durch einen Hagelschauer oder Steinerschlag. Abhängig von der Belastungsart und der -dauer unterscheidet man hierbei zwischen statischer und dynamischer Kraftbeanspruchung bzw. zwischen statischen und dynamischen Beuleigenschaften des Bauteils. Handelt es sich um eine Belastung bei sehr geringer Relativgeschwindigkeit zwischen Bauteil und dem Aktor, spricht man auch von quasi-statischer Belastung (vgl. Kapitel 2.5).

Um die mechanischen Eigenschaften durch eine äußere Krafteinwirkung zu bewerten, können die entsprechenden Beuleigenschaften der Bauteile als Vergleichsgröße herangezogen werden. Man unterscheidet hierbei zwischen Beulfestigkeit und Beulsteifigkeit, jeweils unter statischer, respektive quasi-statischer und dynamischer Belastung. Die beiden, bereits in Kapitel 2.5 vorgestellten und erläuterten Größen der Beulfestigkeit und Beulsteifigkeit, sollen daher im Rahmen dieser Untersuchung für die zwei zuvor mittels der SCS-Technologie hergestellten Außenhautbeplankungen ermittelt werden.

Hierfür wird ein bereits am IFU installierter Laborprüfstand verwendet, der die Erfassung der maximalen elastischen und plastischen Beultiefen sowohl quasi-statisch als auch dynamisch in Echtzeit erlaubt. Der Versuchsaufbau dieses Laborprüfstandes ist in Abbildung 123 dargestellt.

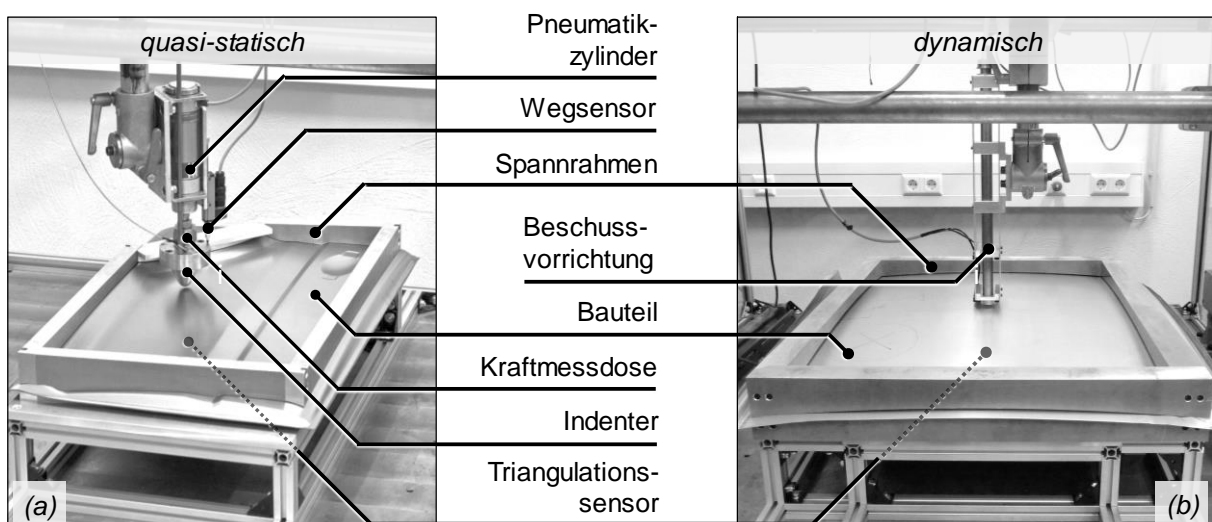


Abbildung 123: Versuchsaufbau für das quasi-statische (a) und das dynamische Beulen (b)

Beim Versuchsaufbau zur Ermittlung der quasi-statischen Beuleigenschaften (Abbildung 123a) wird das Bauteil durch einen Prüfkopf, auch Indenter genannt, mit einer definiert geringen Relativgeschwindigkeit verdrängt. Der Weg des Indenters und die durch ihn aufgebrachte Kraft

werden während des Versuches messtechnisch erfasst und bilden die Basis für eine anschließende Bewertung der Bauteileigenschaften. Die elastische und plastische Beultiefe, verursacht durch den Indenter, werden durch einen laserbasierten Triangulationssensor erfasst, der direkt unterhalb des Bauteils angebracht ist. Die zur Erzeugung einer plastischen Beule notwendige Beulkraft F_B , wird hierbei durch einen Pneumatikzylinder aufgebracht.

Zur Ermittlung der dynamischen Bauteileigenschaften werden oftmals kugelförmige Prüfkörper verwendet, die aus einer vorher festgelegten Höhe auf die zu prüfenden Bauteile herabfallen und durch deren kinetische Energie eine plastische Beule erzeugt wird. Wird eine solche Kugel gezielt beschleunigt und damit das Bauteil belastet, kann der Prüfstand deutlich kompakter ausgeführt werden. Auf Basis dessen kann der am IFU installierte quasi-statische Versuchsaufbau durch Austausch des Indenters in einen dynamischen Versuchsaufbau modifiziert werden. Hierbei wird der Indenter durch eine sog. Beschussvorrichtung getauscht. Diese besteht aus einem speziellen Lauf, in dem eine Kugel bestimmter Eigenschaften mittels Druckluft beschleunigt und auf das zu prüfende Bauteil geschossen wird. Auch für diesen Versuchsaufbau werden die elastischen und plastischen Beultiefen in Echtzeit erfasst und später ausgewertet. Um eine möglichst realitätsnahe Aussage der ermittelten Ergebnisse zu gewährleisten, werden die zu bewertenden Bauteile in einer seriennahen Einspannsituation geprüft. Analog zu einer realen Türbeplankung, welche mit dem entsprechenden Türinnenteil fügetechnisch miteinander verbunden ist und innerhalb der Türscharniere und des Türschlosses keine Bewegungsfreiheitsgrade besitzt, wurde für die Prüfung der Fondtürbeplankung ein Spannrahmen gefertigt, der diesen Zustand nachbildet, d.h. die Randeinspannung des Bauteils simuliert. Für die Dachbeplankung gilt analog dasselbe, diese ist im Realfall fest an der Fahrzeugkarosserie befestigt und besitzt daher ebenfalls keine Bewegungsfreiheitsgrade. Daher wurde auch für dieses Beplankungsteil ein entsprechender Spannrahmen zum Messen angefertigt.

Der Versuchsablauf für den quasi-statischen Beulversuch gliedert sich prinzipiell in drei aufeinanderfolgende Teilschritte. Zunächst wird der Indenter nahe der zu prüfenden Bauteiloberfläche positioniert, sodass beim Auftreffen bzw. beim Erstkontakt zwischen Indenter und Bauteil dynamische Effekte weitestgehend unterbunden werden. Anschließend wird der Indenter mit Kraft beaufschlagt und induziert eine Beulkraft in das Beplankungsteil bis eine vorher festgelegte Maximalkraft erreicht wird. Sobald die entsprechende Kraftmessdose diese detektiert, ist der Versuch abgeschlossen und das Bauteil wird entlastet. Der Indenter weist einen Kopfdurchmesser von $d_I=25,4\text{mm}$ entsprechend [SAE04] auf (Abbildung 124). Während des Versuchsablaufs werden mehrere Größen in Echtzeit erfasst. Dabei werden die Beulkraft F_B , sowie die geometrischen Größen der plastischen Beultiefe B_{pl} und der elastischen Beultiefe B_{el} , mithilfe der Formeln (45) und (46) für die Berechnung der statischen Beulfestigkeit D_s und der Beulsteifigkeit S_s herangezogen. Die elastische Beultiefe B_{el} ergibt sich hierbei durch die Differenz der maximalen Beultiefe B_{max} und der plastischen Beultiefe B_{pl} . Diese werden beim Erreichen der Maximalkraft erfasst.

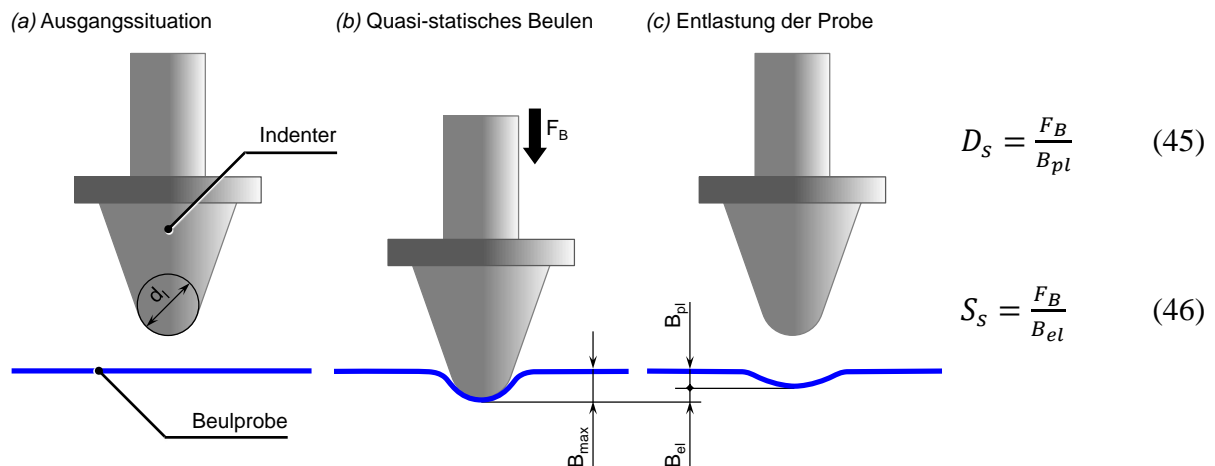


Abbildung 124: Prinzipdarstellung eines quasi-statischen Beulversuchs

Für die dynamische Beulprüfung wird statt des Indenters eine Beschussvorrichtung verwendet, mittels der eine Kunststoffkugel aus Polyoxymethylen (POM) mit einem Kugeldurchmesser von $d_K=18\text{mm}$ auf das zu prüfende Bauteil beschleunigt wird. Analog zur quasi-statischen Beulprüfung werden auch hier die relevanten geometrischen Messgrößen in Echtzeit erfasst. Für die Berechnung der dynamischen Beulfestigkeit D_d sowie der Beulsteifigkeit S_d werden die Formeln (47) und (48) herangezogen. Die zur Berechnung der Größen benötigte kinetische Energie W_{kin} der POM-Kugel wird mithilfe des bekannten Kugelgewichts und deren Auftreffgeschwindigkeit berechnet. Diese wird durch zwei Lichtschranken am unteren Ende der Beschussvorrichtung erfasst. Der Versuchsaufbau zur Ermittlung der dynamischen Beuleigenschaften ist in Abbildung 125 schematisch dargestellt.

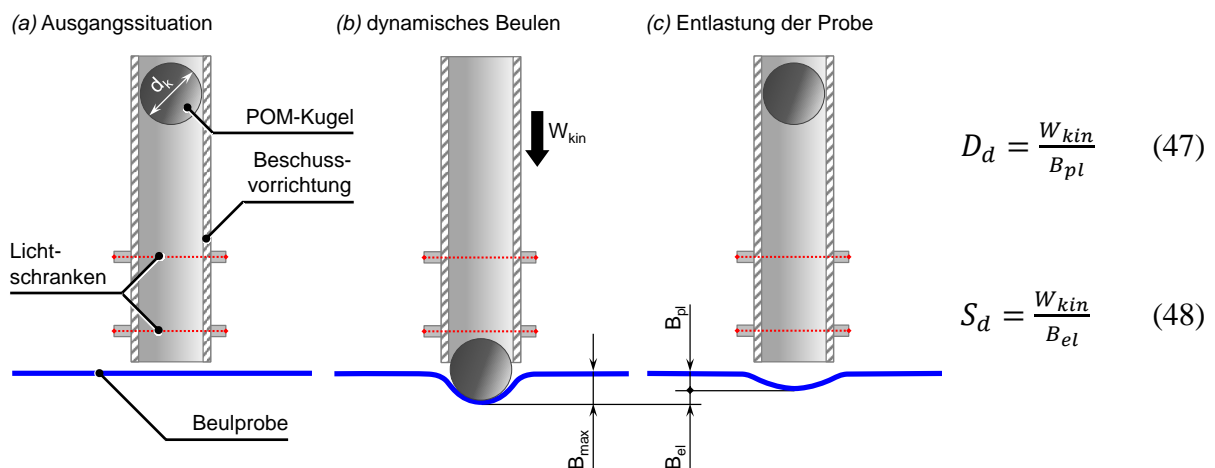


Abbildung 125: Prinzipdarstellung eines dynamischen Beulversuchs

Neben den bereits genannten Größen spielt für die Bewertung der statischen Beuleigenschaften einer Außenhautbeplankung der in Echtzeit erfasste Kraft-Weg-Verlauf eine ebenso wichtige Rolle. Auf Basis der sich durch die Kraftbeaufschlagung ergebenden Hysterese können Rückschlüsse auf einen möglichen „oil-canning“ Effekt gezogen werden. Bei einem progressiven Kraft-Weg-Verlauf ist die Gefahr eines „oil-canning“ Effektes deutlich geringer, als bei einem

degressiven. Der Verlauf der Kraft-Weg-Kurve kann daher wichtige Informationen über eine Forminstabilität des Bauteils liefern. Ein typischer Kraft-Weg-Verlauf für einen quasi-statischen Beulvorgang ist in Abbildung 126 exemplarisch dargestellt. Der Kurvenverlauf zeigt in diesem Fall einen progressiven Anstieg der Kraft während des Indenterhubes, woraus sich eine geringe Neigung zum „oil-canning“ Effekt schließen lässt.

Beim dynamischen Beulvorgang wird ebenfalls eine Echtzeitmessung des Auftreffstoßes der POM-Kugel aufgezeichnet, welche die aktuelle Beultiefe über der Prozesszeit beschreibt. Anhand des Weg-Zeit-Diagramms kann das Schwingungsverhalten des Bauteils beurteilt werden, dies wird im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht näher beleuchtet. Ein typischer Weg-Zeit-Verlauf eines solchen dynamischen Beulversuchs ist in Abbildung 126b abgebildet.

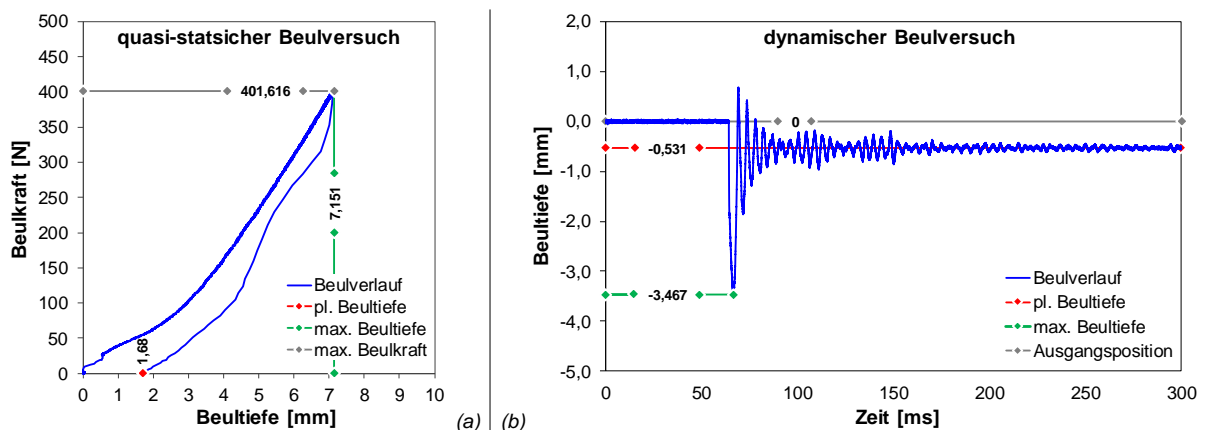


Abbildung 126: Typischer Kraft-Weg- bzw. Weg-Zeit-Verlauf eines quasi-statischen (a) und eines dynamischen (b) Beulversuchs

Für die Bewertung der mechanischen Bauteileigenschaften der Fondtürbeplankung wurden entsprechende Beuluntersuchungen durchgeführt. Hierfür wurden die im Laborbetrieb hergestellten Beplankungsteile (vgl. Kapitel 6.1.3) herangezogen und unter Verwendung der Bauteilaufgabe bzw. des Spannrahmens eine reproduzierbare Versuchsanordnung geschaffen [Pap11]. Für den quasi-statischen Versuchsaufbau wurde der Stoß eines Einkaufswagens nachgebildet, der typischerweise im unteren Bereich der Türbeplankung nahe dem unteren Seitenschweller erfolgt (vgl. Abbildung 123a). Für die Versuchsreihe wurde eine maximale Beulkraft von $F_B=400\text{N}$ festgelegt. Dieser Wert liegt deutlich höher, als durch den Aufprall bei einem realen Einkaufswagenstoß betragsmäßig an Beulkraft induziert wird, er wurde jedoch derart gewählt, um Messungenauigkeiten bzw. den möglichen Fehleranteil zu reduzieren. Aufgrund der Position einer Fondtürbeplankung am Fahrzeug sind dynamische Beulversuche nicht zielführend, da ein Hagel- oder Steinschlag geometrisch bedingt als unrealistisch erscheint. Für die hier durchgeführten Untersuchungen wurde daher die Fondtürbeplankung lediglich hinsichtlich der statischen Beuleigenschaften untersucht und bewertet. Für die Untersuchungen wurden alle hergestellten Fondtürbeplankungen herangezogen, um für die verschiedenen Dehnungsstufen jeweils mehrere Beulversuche mit gleichen Prozessparametern durchführen zu können. Auf diese Weise können die Ergebnisse statistisch abgesichert werden. In Summe wurden für die quasi-statische Beulprüfung 48 Fondtürbeplankungen untersucht und anschließend die gewonnenen

Daten ausgewertet und interpretiert. In Abbildung 127a sind fünf Kraft-Weg-Verläufe verschiedener Fondtürbeplankungen mit unterschiedlichen Dehnungsbeträgen dargestellt]. Der Einfluss der im Bereich der Beulinduzierung vorherrschenden Dehnung ist sowohl im Verlauf der Hysteresen als auch an der sich ergebenden plastischen Beultiefe auf der Abszisse des Diagramms erkennbar. Mit zunehmender Formänderung im Bauteil steigt die Hysterese schneller an, sodass die vorab eingestellte Beulkraft $F_B=400\text{N}$, bei der der Versuch gestoppt wird, bereits bei geringerer maximaler Beultiefe B_{\max} erreicht wird. Dies repräsentiert die durch den höheren Umformgrad gestiegene Festigkeit des Bauteils und spiegelt sich in einer geringeren plastischen Beultiefe wider. Die elastische Beultiefe B_{el} sinkt jedoch mit zunehmender Dehnung nur unmerklich. Vergleicht man die Reduzierung der maximalen Beultiefe mit steigender Dehnung im Bauteil mit der der plastischen Beultiefe, erkennt man, dass der Betrag der Beultiefenabnahme der beiden Größen nahezu identisch ist. Dies lässt auf einen geringen Einfluss der Dehnung auf die Beulsteifigkeit schließen. Die Auswertung der Messdaten und die sich daraus ergebende statische Beulfestigkeit D_s sowie die statische Beulsteifigkeit S_s der Beplankungsteile in Abhängigkeit vom Dehnungsbetrag sind in Abbildung 127b graphisch zusammengefasst.

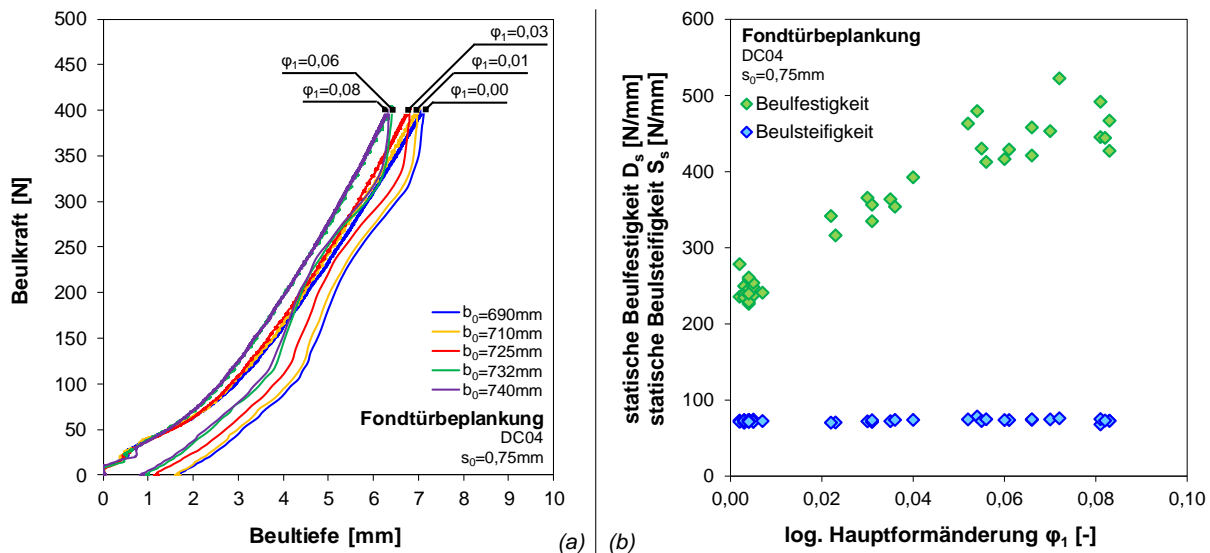


Abbildung 127: Ausgewählte Kraft-Weg-Verläufe von Bauteilen unterschiedlicher Formänderung (a) sowie deren Einfluss auf die Beulfestigkeit und Beulsteifigkeit (b)

Die Ergebnisse bestätigen die optische Bewertung der Kraft-Weg-Verläufe sowohl hinsichtlich der gestiegenen Festigkeit respektive Beulfestigkeit, als auch hinsichtlich der nahezu konstanten Beulsteifigkeit auch bei höheren Formänderungen im Bauteil. Diese wird durch eine erhöhte Dehnung kaum beeinflusst, da kein direkter Zusammenhang besteht. Vielmehr ist die Beulsteifigkeit von der Bauteilkrümmung, dem E-Modul des eingesetzten Werkstoffs und der Blechdicke abhängig [Shi91b, Tho01a, Sri99]. Da sich die Bauteilkrümmung geometriebedingt nicht verändert und die dehnungsbedingte Reduzierung des E-Moduls für derart geringe Dehnungen, wie sie hier auftreten, kaum Relevanz besitzt, sind diese beiden Faktoren zu vernachlässigen. Lediglich durch die Blechdickenabnahme aufgrund des Umformvorgangs wird die Beulsteifigkeit minimal herabgesetzt. Diese Reduzierung ist jedoch derart gering ($\Delta s < 0,03\text{mm}$), dass sie keinerlei messbaren Einfluss auf die Beulsteifigkeit hat.

Eine Auswertung der Ergebnisse auf Basis der Platinenbreite, mit der die jeweiligen Bauteile hergestellt wurden, verdeutlicht den Zusammenhang zwischen der Dehnung und den Beuleigenschaften nochmals (Abbildung 128). Bis zu einer Platinenbreite von $b_0 < 715\text{mm}$ bleiben sowohl die Beulfestigkeit als auch die Beulsteifigkeit auf einem konstanten Niveau. Die Platinenbreite $b_0 = 715\text{mm}$ entspricht einem Überstand der Platine gegenüber den oberen SCS-Formelementverbunden von $U = 0\text{mm}$, sodass nahezu keine Dehnung induziert wird (vgl. Kapitel 6.1.3). Für Platinenbreiten $b_0 > 715\text{mm}$ wird entsprechend eine plastische Dehnung von bis zu $\varphi_1 = 0,08$ induziert, die zu einer Festigkeitssteigerung führt und im Kurvenverlauf des Diagramms in Abbildung 128a widerspiegelt wird. Eine entsprechende Auswertung der plastischen sowie elastischen Beultiefen auf Basis der Platinenbreite der untersuchten Fondtürbeplankungen bestätigt ebenfalls die Dehnungsabhängigkeit und die aus Abbildung 127a bereits erwähnte, gleichbleibende elastische Beultiefe für Bauteile unterschiedlicher Dehnungsbeträge. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 128b dargestellt.

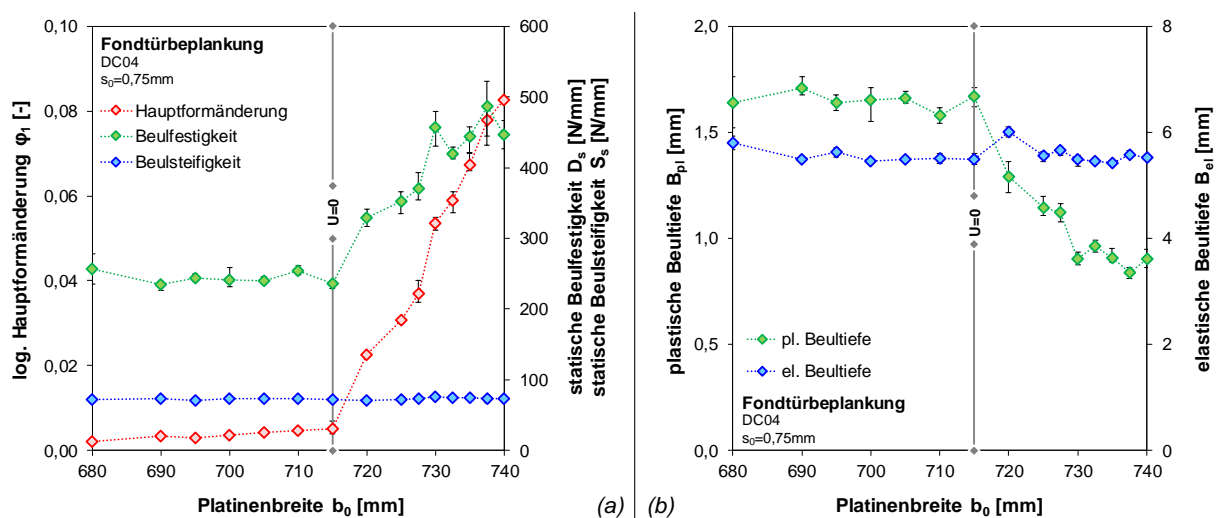


Abbildung 128: Abhängigkeit der statischen Beulfestigkeit und der Beulsteifigkeit (a) sowie der plastischen und elastischen Beultiefe (b) von der Platinenbreite

Bei der Bewertung der Beuleigenschaften der Dachbeplankung sind unter Verwendung desselben Indenters ebenfalls quasi-statische Beulversuche vorgesehen. Eine solche Beanspruchung der Dachbeplankung bildet z.B. eine punktuelle Belastung beim Polieren der PKW-Außenhaut nach. Die Untersuchung dieses Bauteils mit demselben Indenter ist daher legitim und zielführend. Aufgrund der hier eingesetzten, aushärtbaren Aluminiumlegierung AC170Px der 6xxx-Familie wird eine weitere Prozessgröße dem Versuchsplan hinzugefügt. Neben der Beuluntersuchung, wie sie bereits bei der Betrachtung der Fondtürbeplankungen durchgeführt wurde, werden in diesem Fall zusätzliche Dachbeplankungen einer Wärmebehandlung unterzogen. Dieser Vorgang soll den KTL-Lacktrocknungsprozess einer Automobilkarosserie nachbilden, welcher im Serienprozess zu einer Festigkeitssteigerung aufgrund der Ausscheidungshärtung des Aluminiumwerkstoffs führt. Das Ziel dieser Untersuchung ist es, durch entsprechende Beulversuche zu prüfen, ob eine erhöhte Kaltverfestigung des Bauteils vor der Wärmebehand-

lung einen nichtlinearen Einfluss auf die finale Bauteilfestigkeit besitzt. Es soll demnach geprüft werden, ob durch die Wärmebehandlung eine konstante Festigkeitssteigerung mit zunehmender Kaltverfestigung erfolgt, etwa um einen bestimmten Betrag, oder ob diese bei zunehmender Dehnung signifikant zunimmt und demnach einen zusätzlichen Effekt besitzt.

In der Automobilindustrie werden verschiedene Strategien hinsichtlich der Haltezeit und der Auslagerungstemperatur während des KTL-Lacktrocknungsprozess verfolgt. Dies hängt damit zusammen, dass in dieser Prozessführung mehrere Ziele gleichzeitig verfolgt werden. Neben dem Lackeinbrennen wird im speziellen bei aushärtbaren Blechwerkstoffen die damit zusammenhängende Ausscheidungshärtung angestrebt und die Aushärtung der im Fügeprozess eingesetzten Kleber verfolgt. Diese drei Zielsetzungen bedingen jeweils unterschiedliche Prozessfenster, die sich mittels eines Kompromisses zwischen Haltezeit und Auslagerungstemperatur jedoch größtenteils zusammenführen lassen. Je nach eingesetzten Klebstoffen und Blechgüten ergeben sich daher verschiedene Angaben unterschiedlicher OEM hinsichtlich Haltezeit und Auslagerungstemperatur.

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden auf Basis des eingesetzten Blechwerkstoffs und aufgrund der Tatsache keine weiteren Prozessgrößen, wie z.B. die optimale Aushärtetemperatur eines Klebers berücksichtigen zu müssen, eine Haltezeit von $t_H=20\text{min}$ bei einer Auslagerungstemperatur von $\theta_A=200^\circ\text{C}$ festgelegt. Der zur Wärmebehandlung der Beplankungsteile verwendete Wärmeschrank und die damit realisierte Temperatur-Zeit-Kurve mit den entsprechenden Aufheiz-, Halte- und Abkühlphasen sind in Abbildung 129 dargestellt.

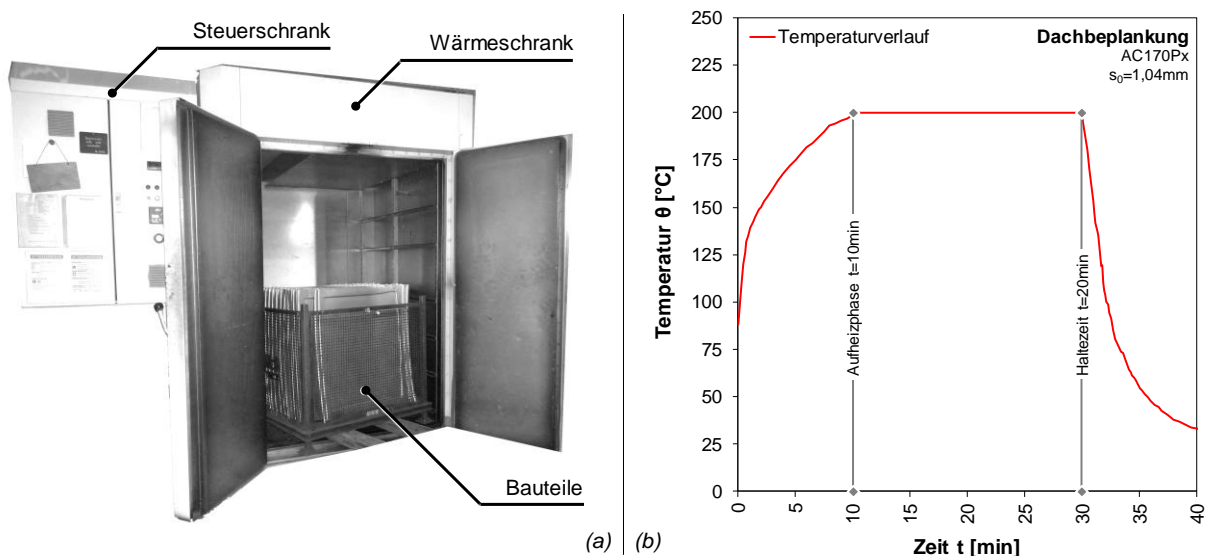


Abbildung 129: Wärmeschrank zur Behandlung der Dachbeplankungen (a) und damit umgesetztes Temperatur-Zeit-Profil (b)

Etwa 20 Beplankungsteile wurden nach deren Herstellung der oben beschriebenen Wärmebehandlung zugeführt ehe sie mittels des quasi-statischen Beulprüfstands auf ihre Beuleigenschaften hin untersucht wurden. Weitere zwölf Bauteile wurden direkt nach der Umformung ohne anschließende Wärmebehandlung der Versuchsreihe zur Ermittlung der Beuleigenschaften zugeführt. Hierbei wurden analog zu den Untersuchungen der Fondtürbeplankungen ebenfalls die

typischen Hysteresen während des Beulvorgangs aufgezeichnet (Abbildung 130a). Die Kurven zeigen eine deutliche Abhängigkeit von dem im Bauteil zuvor ermittelten Formänderungsbetrag. Weiterhin zeigen die hier ermittelten Kurvenverläufe einen degressiven Kraftanstieg, der abhängig vom Dehnungsbetrag zu einem „hard-oil-canning“ Effekt bei unterschiedlichen Beultiefen führt. Für Bauteile mit geringem Dehnungsbetrag werden mehrere „oil-canning“ Effekte in kurzen Zeitabständen nacheinander festgestellt. Dies deutet auf mehrere stabile Lagen des Bauteils hin, die durch eine zunehmende Beulkraft während des weiteren Versuchsablaufs zu einem finalen stabilen Zustand führen (vgl. Abbildung 130a Kurvenverlauf des Bauteils mit $l_0=950\text{mm}$). Dieser stabile Zustand wird bei Bauteilen mit hoher Dehnung bereits bei geringeren Beultiefen erreicht. Dies bedeutet, dass mit zunehmender Formänderung im Bauteil der „oil-canning“ Effekt geringer ausfällt und das Bauteil bereits bei geringerer Beultiefe einen stabilen Zustand erreicht.

Im Rahmen dieser ersten Versuchsreihe konnte weiterhin messtechnisch nachgewiesen werden, dass mit zunehmender Formänderung im Bauteil eine höhere Beulkraft notwendig ist, um eine vorher festgelegte plastische Beultiefe zu erzeugen. Hier wurde eine plastische Beultiefe von $B_{pl}=1,70\text{mm}$ mit einer Toleranz von $\pm 0,1\text{mm}$ angestrebt. Für Bauteile mit einer Dehnung von $\varphi_1=0,010$ wird eine Beulkraft von $F_B \approx 295\text{N}$ benötigt, um eine plastische Beultiefe von $B_{pl}=1,70\text{mm}$ zu erzeugen. Für Bauteile mit $\varphi_1=0,025$ wird analog eine Beulkraft von $F_B \approx 320\text{N}$ benötigt, für $\varphi_1=0,035$ eine Beulkraft von $F_B \approx 380\text{N}$ und für $\varphi_1=0,040$ eine Beulkraft von $F_B \approx 400\text{N}$. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 130b zusammengefasst.

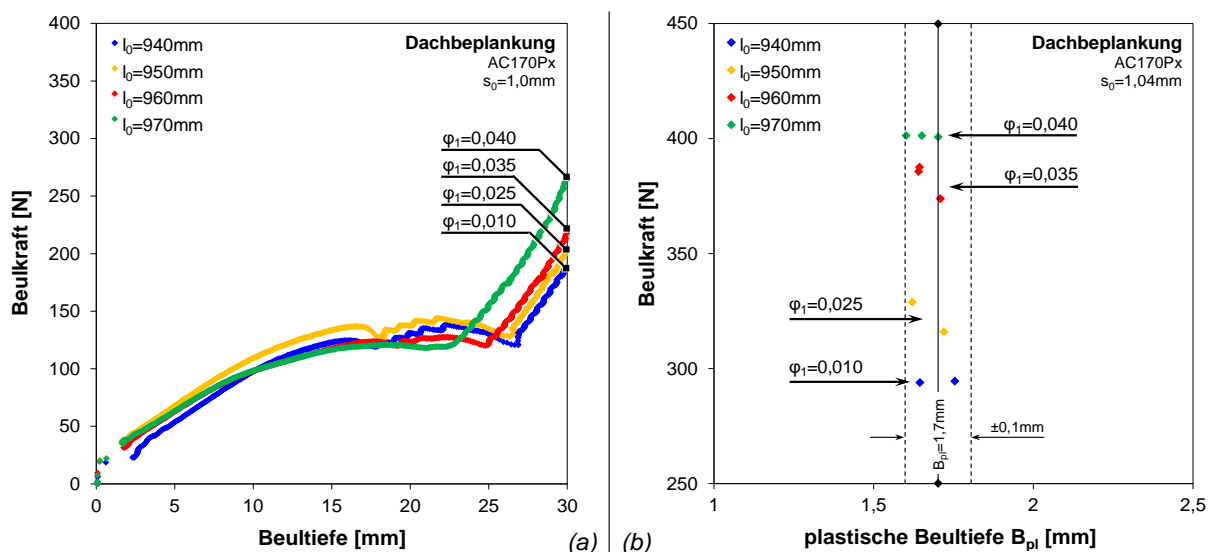


Abbildung 130: Kraft-Weg-Verläufe von Bauteilen unterschiedlicher Umformgrade (a) sowie nötige Beulkraft zur Erzeugung derselben plastischen Beultiefe (b) beim quasi-statischen Beulen

Anschließend wurden sowohl wärmebehandelte als auch unbehandelte Dachbeplankungen unterschiedlicher Ausgangsplatinenlänge $l_0=940\dots 970\text{mm}$ untersucht und die Ergebnisse ausgewertet. Diese sind in Abbildung 131 zusammengefasst.

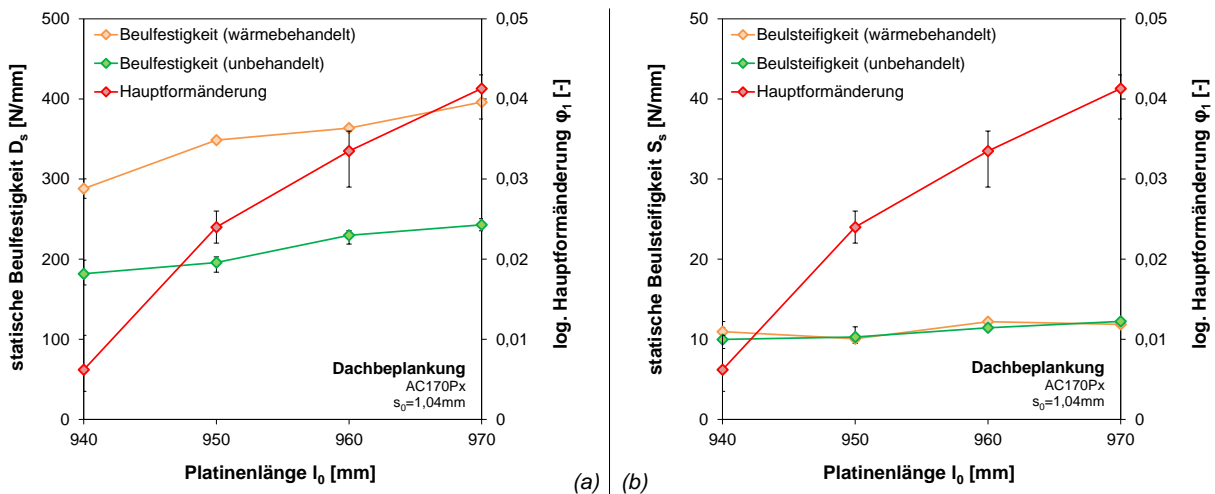


Abbildung 131: Abhängigkeit der statischen Beulfestigkeit (a) und der Beulsteifigkeit (b) von der Plattenlänge beim quasi-statischen Beulen

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt eine verbesserte Beulfestigkeit der Bauteile mit zunehmender Plattenlänge bzw. Formänderung in der jeweiligen Bauteilmitte. Für jene Beplankungsteile, die nach deren Herstellung einer Wärmebehandlung zugeführt wurden, kann ein deutlicher Festigkeitszuwachs aufgrund der Ausscheidungshärtung der Bauteile verzeichnet werden (Abbildung 131a). Die Beulsteifigkeit hingegen zeigt keinerlei Veränderung durch den Einfluss einer möglichen Wärmebehandlung (Abbildung 131b). Sie verändert sich aufgrund der Dehnung ebenfalls nur unmerklich, da aufgrund der geringen Blechdickenreduzierung die damit einhergehenden Steifigkeitsverluste kaum wahrnehmbar bzw. messbar sind.

Um zu prüfen, ob ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Festigkeitssteigerung aufgrund der Wärmebehandlung und der Dehnung der Bauteile besteht, wurden die Ergebnisse der Beuluntersuchungen näher betrachtet (Abbildung 132).

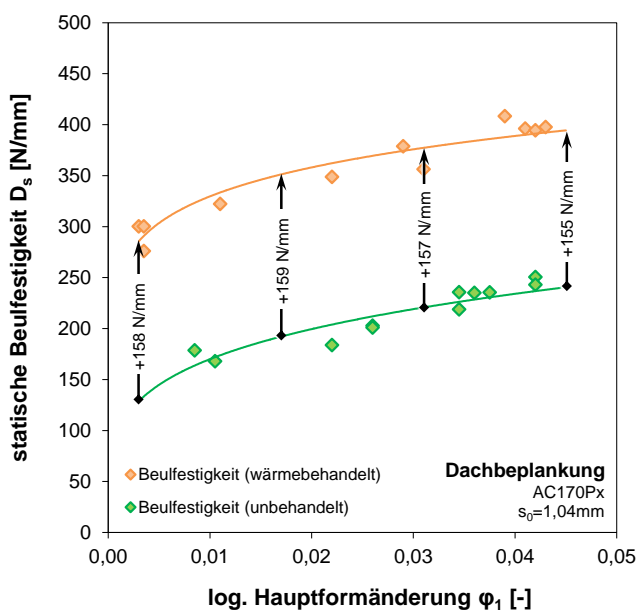
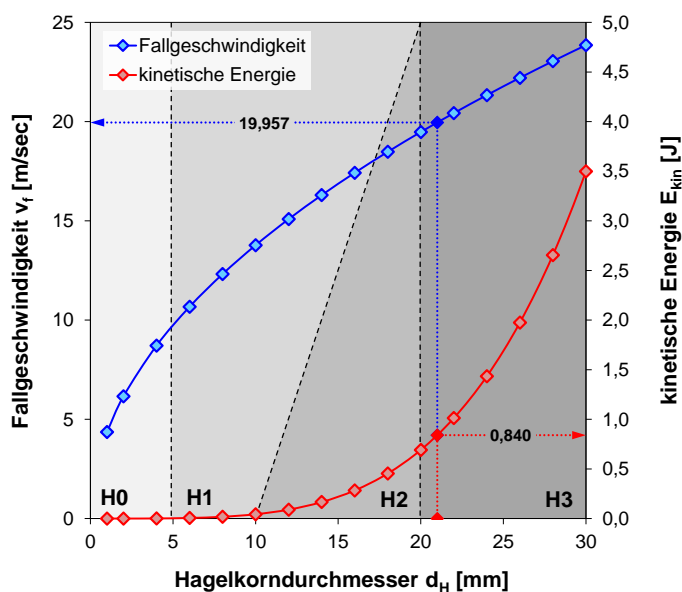


Abbildung 132: Festigkeitszuwachs aufgrund der Wärmebehandlung der Bauteile

Eine dehnungsabhängige Betrachtung der Beulfestigkeit der Bauteile zeigt einen leicht degressiven Festigkeitszuwachs mit steigender Hauptformänderung durch die Wärmebehandlung. Im vorliegenden Fall wird ein Festigkeitszugewinn der Beulfestigkeit um etwa $\Delta D_s=158\text{N/mm}$ erreicht, welcher mit zunehmender Hauptformänderung zusehends abnimmt. Ein zusätzlicher Effekt der Festigkeitssteigerung bei erhöhten Dehnungen wie Eingangs dieses Kapitels erwähnt ist demnach nicht gegeben.

Wie bereits erläutert, sind Dachbeplankungen aufgrund ihrer Position im Fahrzeug neben statischen auch dynamischen Belastungen ausgesetzt. Daher sind für eine Bewertung der Bauteileigenschaften neben den Ergebnissen der quasi-statischen Beuluntersuchung weitere Versuchsreihen notwendig, die deren Verhalten bei dynamischer Belastung beschreiben. Hierfür wird der bereits vorgestellte Versuchsaufbau unter Verwendung der Beschussvorrichtung eingesetzt, um einen Hagelschlag nachzubilden. Der am IFU installierte Prüfstand erlaubt die Beschleunigung bzw. den Einsatz von POM-Kugeln mit einem Kugeldurchmesser von $d_K=18\text{mm}$ mit einer Toleranz von $\pm 0,1\text{mm}$. Die Masse einer solchen POM-Kugel beträgt bei einer Dichte von $\rho_K=1400\text{kg/m}^3$ demnach $m=4,205\dots 4,345\text{g}$. Dies entspricht nach [Egl07] einem Hagelkorn mit einem Durchmesser von $d_H=21\text{mm}$ bei einer entsprechenden Dichte von $\rho_H=870\text{kg/m}^3$. Für die Bewertung der dynamischen Bauteileigenschaften eines Bauteils sind die Kenntnis der Geschwindigkeit und der kinetischen Energie beim Auftreffen auf das zu prüfende Bauteil wesentlich. Diese sind in Abhängigkeit vom Hagelkorndurchmesser in Abbildung 133 graphisch dargestellt.



Fallgeschwindigkeit des Hagelkorns:

$$v_F = \sqrt{\frac{4 \cdot \rho_H \cdot d_K \cdot g}{3 \cdot \rho_L \cdot c_w}} \quad (49)$$

mit: $\rho_H=870\text{ kg/m}^3$

$\rho_L=1,20\text{ kg/m}^3$

$c_w=0,50$

$g=9,81\text{ m/sec}^2$

Kinetische Energie:

$$E_{kin} = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v_F^2 \quad (50)$$

Abbildung 133: Fallgeschwindigkeit und kinetische Energie eines Hagelkorns in Abhängigkeit vom Hagelkorndurchmesser nach [Egl07]

Mit den bekannten physikalischen Größen eines Hagelkorns kann in Abhängigkeit von dessen Durchmesser nach (49) die Fallgeschwindigkeit v_F und nach (50) dessen kinetische Energie E_{kin} berechnet werden. Hierbei sind neben der Kenntnis der Hagelkorndichte auch die der Luft mit $\rho_L=1,20\text{kg/m}^3$ sowie der Luftwiderstandskoeffizient $c_w=0,50$ notwendig. Ein Hagelkorn mit

derselben Masse der am IFU eingesetzten POM-Kugeln entspricht demnach einem Durchmesser $d_H=21\text{mm}$, welches im freien Fall eine kinetische Energie von $E_{\text{kin}}=0,840\text{J}$ entwickelt und hierbei eine Geschwindigkeit von $v_F=19,967\text{m/sec}$ erreicht. Um also einen möglichst realitätsnahen Versuch zu gewährleisten, wurde für die Versuchsreihe eine entsprechende Aufprallgeschwindigkeit der POM-Kugel von $v_A=20\text{m/sec} \pm 1,0\text{m/sec}$ festgelegt. Daraus ergibt sich dieselbe kinetische Energie $E_{\text{kin}}=0,840\text{J}$ wie sie ein reales Hagelkorn desselben Gewichtes entwickelt. Die Beschussvorrichtung selbst, welche die POM-Kugel beschleunigt, erlaubt durch die Vorwahl des Luftdrucks eine exakte Festlegung der Auftreffgeschwindigkeit. Diese wird mittels zweier Lichtschranken als Kontrollgröße messtechnisch erfasst (vgl. Abbildung 125).

Um durch Hagelschauer verursachte Schäden entsprechend der Hagelkorngröße bewerten zu können, werden diese in sog. Intensitätsklassen unterteilt. Die Intensitätsklasse H0 entspricht hierbei einem Hagelkorndurchmesser von $d_H < 5\text{mm}$, die Klasse H1 einem Hagelkorndurchmesser von $d_H = 5 \dots 15\text{mm}$, die Klasse H2 einem Hagelkorndurchmesser von $d_H = 10 \dots 20\text{mm}$ und die Klasse H3 einem Hagelkorndurchmesser von $d_H = 20 \dots 30\text{mm}$ [Egl07]. Die hier gewählten Randbedingungen zur Durchführung dynamischer Beulversuche entsprechen demnach einem Hagelschauer mit der Intensitätsklasse H3 (vgl. Abbildung 133).

Auf Basis dieser Vorüberlegungen wurde der Prüfstand entsprechend kalibriert, sodass die POM-Kugeln mit einer Geschwindigkeit von $v_A=20\text{m/sec}$ auf das zu prüfende Bauteil auftreffen. Für eine Vergleichbarkeit dieser Ergebnisse mit denen aus der Versuchsreihe zur Ermittlung quasi-statischer Beulkennwerte, wurden hier etwa 30 Bauteile nach deren Herstellung wärmebehandelt und weitere 30 Bauteile unbehandelt der Beulprüfung zugeführt. Die Ergebnisauswertung hinsichtlich der dynamischen Beulfestigkeit D_d sowie der dynamischen Beulsteifigkeit S_d sind in Abbildung 134 zusammengefasst.

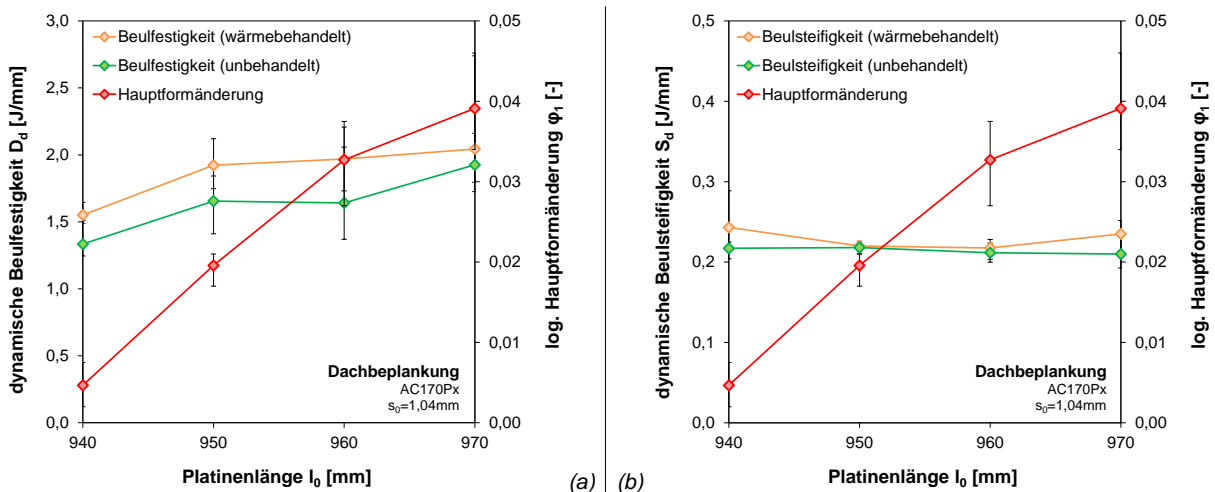


Abbildung 134: Abhängigkeit der dynamischen Beulfestigkeit (a) und der Beulsteifigkeit (b) von der Plattenlänge beim dynamischen Beulen

Für die Untersuchung der dynamischen Beuleigenschaften ergibt sich dasselbe Ergebnisbild wie es bereits bei den statischen Untersuchungen ermittelt wurde. Die Beulfestigkeit steigt mit zunehmender Dehnung an, während die Beulsteifigkeit kaum durch die Dehnungserhöhung be-

einflusst wird. Auch der Festigkeitszugewinn aufgrund der Wärmebehandlung verhält sich analog zu den vorangegangenen Untersuchungen, allerdings ist der Festigkeitszugewinn deutlich geringer als bei statischer Belastung des Bauteils in der Bauteilmitte.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass mit zunehmender Dehnung die Beulfestigkeit, sowohl bei quasi-statischer als auch bei dynamischer Belastung, deutlich ansteigen. Dies wird durch eine nach der Herstellung der Bauteile nachgelagerte Wärmebehandlung beim Einsatz von aushärtbaren Legierungen begünstigt. Die Beulfestigkeit wird durch eine Erhöhung der Dehnung auf Werte von bis zu $\varphi_1 < 0,10$ für Stahlblech und $\varphi_1 < 0,05$ für Aluminiumblech nur unmerklich herabgesetzt. Demnach trägt eine Erhöhung der Dehnung zu einer signifikanten Verbesserung der mechanischen Bauteileigenschaften bei, welche durch Einsatz der SCS-Technologie auf effiziente und einfache Weise realisierbar erscheint.

6.4 Energetische Betrachtung des SCS-Prozesses

Neben den heutigen Qualitätsansprüchen an das Außenhautbauteil moderner Fahrzeugkarosserien hinsichtlich Oberflächengüte und Abformgenauigkeit und an einen reproduzierbaren und stabilen Umformprozess rücken heute vermehrt energetische Betrachtungen bei der Herstellung von Karosseriekomponenten in den Fokus. Konventionell hergestellte Außenhautteile für die Automobilindustrie, werden vornehmlich auf einfachwirkenden Pressen mit Zieheinrichtung hergestellt. Die zur Ausformung des Bauteils nötige Umformkraft wird hierbei vom Stößel aufgebracht, welcher die Zieheinrichtung nach unten verdrängt. Die Zieheinrichtung selbst drückt hierbei die umzuformende Platine an die Matrize an und ermöglicht dadurch eine faltenfreie Bauteilherstellung. Aufgrund der erforderlichen Kräfte für das Umformen von Blechformteilen werden in der Industrie fast ausschließlich Zieheinrichtungen eingesetzt, die auf dem Prinzip der Verdrängung von hydraulischen Zylindern basieren. Diese werden mit einem vorher festgelegten Druck beaufschlagt und durch die Stößelbewegung verdrängt. Während des Abwärtshubes des Stößels wird der Druck der Ziehkissenzyylinder über hydraulische Proportional- oder Servoventile gesteuert wodurch eine feinfühligere Anpassung der Blechhalterkraft an den Umformprozess möglich ist. Einzelkomponenten solcher Ziehkissensysteme, etwa wie hydraulische Pumpen, weisen einen sehr hohen Wirkungsgrad auf, während an engen Strömungsquerschnitten, z.B. an den genannten Proportional- oder Servoventilen und an deren Steuerkanten, hohe Verluste entstehen. Bei der Verdrängung der Zieheinrichtung durch den Stößel entstehen solche Verluste an den Steuerkanten der Ventile, sodass die gesamte Energie zur Erzeugung der Blechhalterkraft in Wärme umgesetzt wird. Dieser Vorgang ist stark energiebehaftet und geht somit negativ in die Energiebilanz des Herstellungsprozesses solcher Karosseriebauteile ein [Hel06, Pap13, Sch96].

Bei der SCS-Technologie wird ein Blechhalter und damit der Einsatz einer Zieheinrichtung nicht benötigt, da die Rückhaltekraft für die Herstellung faltenfreier Bauteile durch die SCS-Formelementeverbunde aufgebracht wird (vgl. Kapitel 2.4). Demnach ist im Gegensatz zum konventionellen Tiefziehen von Blechformteilen eine deutlich verbesserte Energiebilanz durch den Einsatz der SCS-Technologie zu erwarten. Dies soll im Rahmen dieser Untersuchung messtechnisch nachgewiesen werden. Hierzu wird die am IFU installierte Umformpresse der

Fa. Aida verwendet, die über verschiedene Messensoren verfügt und eine messtechnische Erfassung der Prozessgrößen erlaubt, welche für eine energetische Betrachtung des Umformprozesses notwendig sind. Bei der hier eingesetzten Umformpresse der Fa. Aida handelt es sich um eine Servopresse mit Exzenterantrieb, d.h. die Stößelkinematik ist frei programmierbar und kann individuell an die Prozessanforderungen angepasst werden.

6.4.1 Experimentelle Erfassung der Prozessgrößen

Um die energetische Bilanz des Umformprozesses bewerten zu können, müssen geeignete Kenngrößen wie etwa die geleistete Arbeit während des Umformprozesses erfasst und ausgewertet werden. Eine aussagekräftige Größe bietet für diesen Zweck die zur Umformung des Bauteils nötige Presskraft entlang des Ziehwegs bzw. des Stößelhubs. Mit Kenntnis dieser Größe kann die entsprechende Umformarbeit berechnet werden, die als Vergleichswert eine aussagekräftige Größe für eine energetische Bewertung darstellt [Pap14].

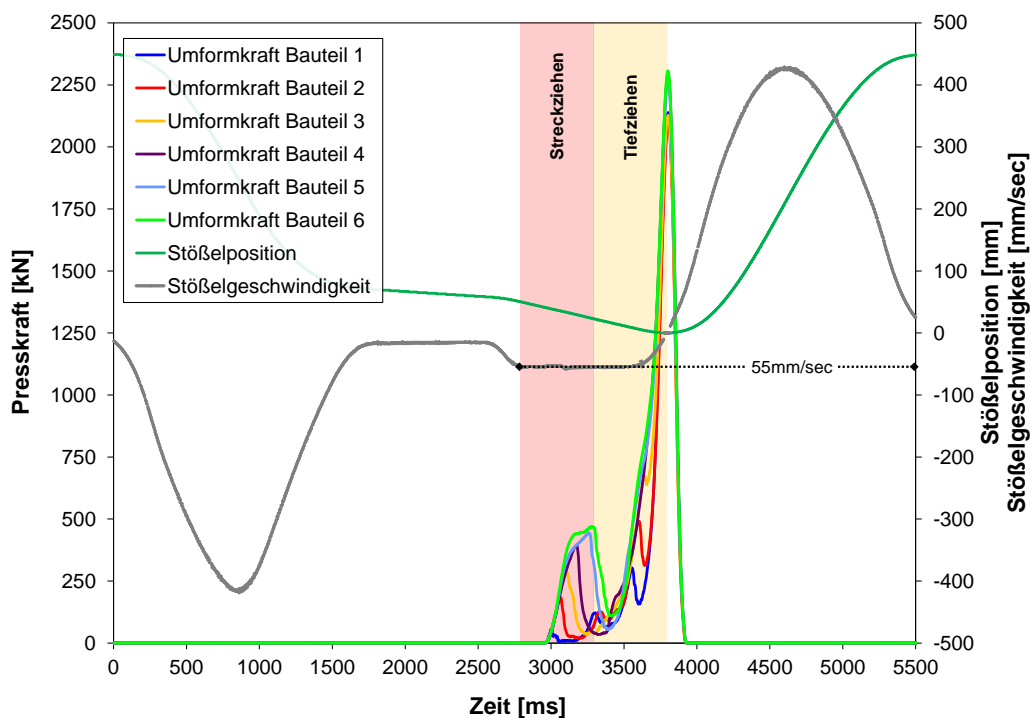


Abbildung 135: Presskraftverläufe ausgewählter Bauteile sowie verwendete Stößelkinematik

Zunächst werden daher unter Verwendung des SCS-Werkzeuges Dachbepunktungen unterschiedlicher Platinenlängen von $l_0=940\dots970\text{mm}$ hergestellt. Damit soll geprüft werden, ob ein Zusammenhang zwischen der induzierten Dehnung im Bauteil und dem Presskraftverlauf besteht und ob dieser hierfür ausreichend genau erfasst wird, um ihn als Vergleichsgröße nutzen zu können. Für eine objektive Auswertung muss weiterhin gewährleistet werden, dass keine dynamischen Effekte während des Umformvorgangs die Ergebnisse verfälschen. Daher wird eine Stößelkinematik programmiert, die einen Reckvorgang der Platine bei konstanter Umformgeschwindigkeit erlaubt. Durch die Einstellmöglichkeiten der eingesetzten Servopresse werden daher zunächst die Verfahrensparameter auf eine konstante Geschwindigkeit während der Um-

formphase hin angepasst, sodass kein nennenswerter Einfluss auf die Prozessergebnisse zu erwarten ist. Als Umformgeschwindigkeit wurde eine Hubzahl von 15Hüben/min festgelegt, dies entspricht bei der hier gewählten Stößelkinematik einer konstanten Umformgeschwindigkeit von $v_U=55\text{mm/sec}$. Der Presskraftverlauf von sechs exemplarischen Bauteilen, sowie die Stößelkinematik und die daraus resultierende Stößelgeschwindigkeit sind in Abbildung 135 dargestellt. Die sechs Kraftverläufe entsprechen jeweils Bauteilen unterschiedliche Platinenlänge und zeigen deutliche Unterschiede sowohl im Kurvenverlauf als auch im jeweiligen Kraftmaximum. Der erste Kraftanstieg ergibt sich durch das Ineinandergreifen der SCS-Formelementeverbunde und beschreibt den Reckvorgang der Platine, welcher bei etwa 40mm vor UT beginnt und bei etwa 25mm vor UT abgeschlossen ist. Der zweite Kraftanstieg nahe dem Prozessende beschreibt das Ausformen der endgültigen Bauteilkontur. Die Bauteile wurden mittels des bereits bekannten optischen Messsystems Aramis hinsichtlich der erzielten Formänderung in der Bauteilmitte bewertet. Ein Vergleich zwischen der erzeugten plastischen Dehnung in der Bauteilmitte (vgl. Abbildung 137) und der zur Herstellung des jeweiligen Bauteils nötigen Presskraft während der Reckphase soll zeigen, ob die Erfassung der Werte hinreichend genau ist, um eine Korrelation dieser beiden Größen zu gewährleisten. Hierzu werden die Presskraftverläufe genauer betrachtet und ein Bezug zu den Dehnungen im jeweiligen Bauteil hergestellt. Die Auswertung der Daten sind graphisch in Abbildung 136 zusammengefasst.

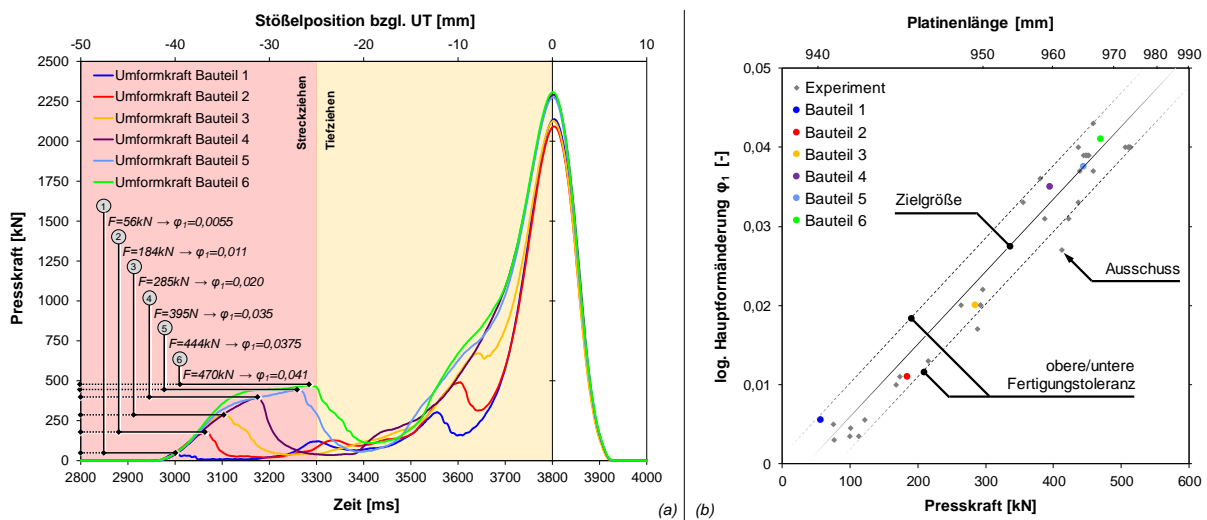


Abbildung 136: Auswertung der Presskraftverläufe (a) und damit hergestellte Korrelation zwischen der Platinenlänge bzw. der benötigten Presskraft und der daraus resultierenden Hauptformänderung in der Bauteilmitte (b)

Wie aus dem Werteverlauf in Abbildung 136b zu ersehen ist, kann ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der Presskraft während des Reckens der Platine und der induzierten Formänderung in der jeweiligen Bauteilmitte festgestellt werden. Dieser Zusammenhang kann in Zukunft als Kontrollgröße während der Fertigung dienen, um zu prüfen, ob die hergestellten Bauteile die Zielgröße, nämlich eine zuvor festgelegte Formänderung, erreicht haben. Unter Einhaltung bestimmter Grenzen kann ein Toleranzbereich festgelegt werden, außerhalb dessen

dann Bauteile als n.i.O. bzw. als Ausschuss deklariert und aus dem Fertigungsprozess ausgeschleust werden können. Somit kann eine Prozessüberwachung des SCS-Verfahrens hinreichend genau mittels der Stößelkraftüberwachung realisiert werden.

Zur Bewertung der energetischen Bilanz des Umformprozesses wird die geleistete Arbeit W bzw. der zur Herstellung der Bauteile benötigte Energiebedarf herangezogen. Dieser kann durch simple Integration der Presskraft entlang des Stößelhubes ermittelt werden. Die Ergebnisse dieser Betrachtung sind in Tabelle 7 zusammengefasst.

Auf Basis dieser Ergebnisse kann nun ein energetischer Vergleich des Herstellungsprozesses mittels des SCS-Verfahrens mit dem einer konventionellen Fertigung mittels eines klassischen Ziehwerkzeuges erfolgen. Da hierfür kein direkt vergleichbares Tiefziehwerkzeug existiert und der Kosten-Nutzen-Aufwand die Fertigung eines weiteren Werkzeuges für diese Betrachtung nicht rechtfertigt, wird der energetische Vergleich der beiden Herstellungsprozesse auf Basis von Daten der FEM-Prozesssimulation durchgeführt. Hierfür wird das bereits validierte FEM-Modell aus Kapitel 6.2.1 genutzt und die Werkzeugwirkflächen derart angepasst, dass sie einem konventionellen Tiefziehwerkzeug inkl. Blechhalter entsprechen. Diese virtuelle Modifikation des bestehenden SCS-Werkzeuges zur Herstellung einer Dachbeplankung sowie die Ergebnisse der FEM-Prozesssimulation werden im Folgenden vorgestellt.

Tabelle 7: Ergebnisse der untersuchten Bauteile

Bauteil	b_0 [mm]	l_0 [mm]	φ_1 [-]	F_{Recken} [kN]	W [kJ]
Nr. 1	940	940	0,0055	56	8,697
Nr. 2	940	945	0,0110	184	10,519
Nr. 3	940	950	0,0200	285	12,994
Nr. 4	940	955	0,0350	395	15,420
Nr. 5	940	965	0,0375	444	17,842
Nr. 6	940	970	0,0410	470	19,764

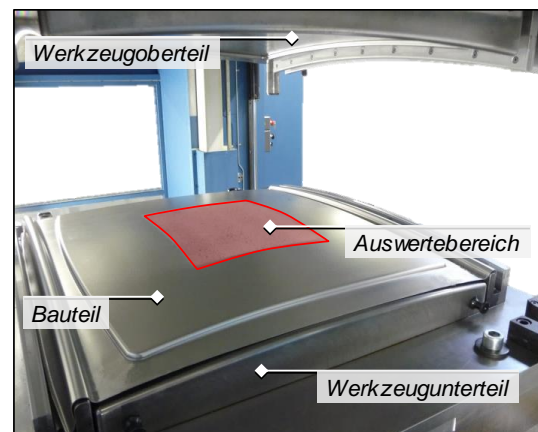


Abbildung 137: Relevanter Auswertebereich des Bauteils

6.4.2 Vergleich des SCS-Prozesses mit dem konventionellen Tiefziehen

Für die Simulation des neu zu entwickelnden Tiefziehwerkzeuges auf Basis der Bauteilgeometrie der Dachbeplankung wird das bereits validierte Simulationsmodell (vgl. Kapitel 6.2.1) herangezogen. Die Herstellung der Bauteile, die zur Validierung des FEM-Modells herangezogen wurden, erfolgte auf einer mechanischen Umformpresse ohne integrierte Sensorik zur Erfassung relevanter Prozessgrößen. Daher konnte aufgrund mangelnder Daten, der Presskraftverlauf nicht als Validierungsgröße herangezogen werden. Dies soll nun mit den messtechnischen Möglichkeiten der Servopresse nachgeholt und den Ergebnissen der bereits durchgeführten Simulationsreihen gegenübergestellt werden. Dadurch soll neben der bereits bestätigten Genauigkeit bzw. Richtigkeit der Dehnungsvorhersage auch die des Presskraftverlaufs nachgewiesen

werden. Auf Basis dessen soll im Anschluss der konventionelle Tiefziehprozess simuliert werden. Das Ergebnis der FEM-Prozesssimulation einer Dachbeplankung mit der Ausgangsplattenlänge $l_0=970\text{mm}$ sowie die Auswertung des Presskraftverlaufs, sowohl des virtuellen Hubes, als auch des realen sind in Abbildung 138 dargestellt.

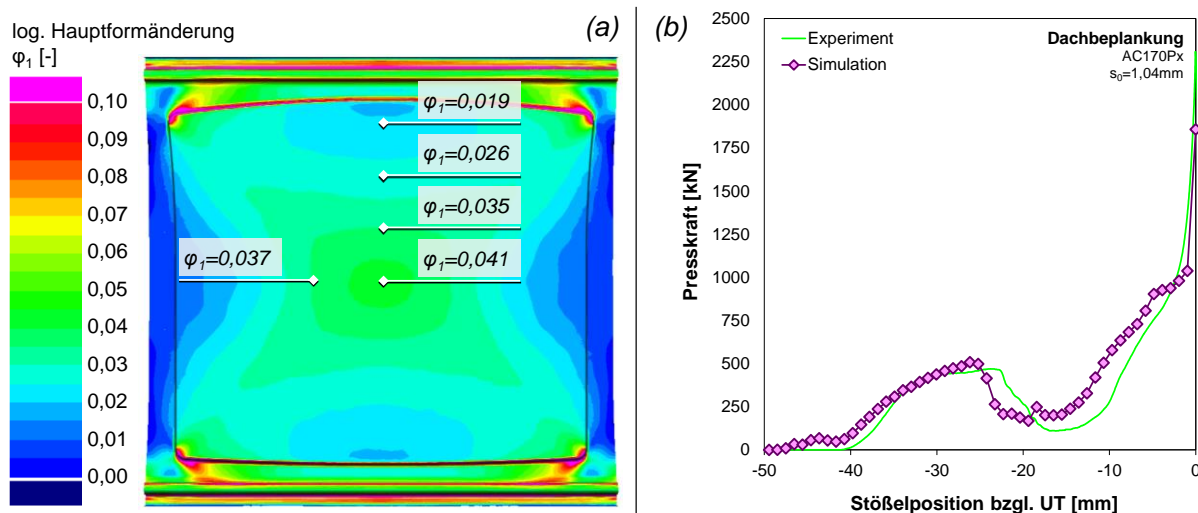


Abbildung 138: Formänderungsverteilung als Ergebnis der FEM-Prozesssimulation (a) und korrespondierender Vergleich der Presskraftverläufe zwischen simulierten und experimentell ermittelten Daten (b)

Die Formänderungsverteilung der Dachbeplankung als Ergebnis der FEM-Prozesssimulation (Abbildung 138: Formänderungsverteilung als Ergebnis der FEM-Prozesssimulation (a) und korrespondierender Vergleich der Presskraftverläufe zwischen simulierten und experimentell ermittelten Daten (b)) entspricht erwartungsgemäß der realen Verteilung, die bereits bei der Bewertung der Bauteileigenschaften in Kapitel 6.3.1 vorgestellt wurde (vgl. Abbildung 114). Auch bei der Bewertung des Presskraftverlaufs ist eine gute Übereinstimmung zwischen den Simulationsergebnissen und den experimentell ermittelten Daten zu erkennen (Abbildung 138b). Minimale Abweichungen sind durch die elastische Auffederung der Presse zu begründen, welche in der Simulation des Umformprozesses nicht berücksichtigt werden kann. Das bereits validierte Simulationsmodell bildet den Presskraftverlauf dennoch hinreichend genau ab, sodass dieser als Bewertungsgröße für den energetischen Vergleich zwischen der SCS-Technologie und dem konventionellen Tiefziehprozess zur Herstellung eines Beplankungsteils herangezogen werden kann.

Für die Bewertung des konventionellen Tiefziehprozesses wurde zunächst auf Basis der Bauteilgeometrie der Dachbeplankung eine Ziehanlage entsprechend heutiger Standards im Werkzeugbau entwickelt. Die daraus erzeugten Wirkflächen der Stempel- und Matrizengeometrie, sowie die des für den Prozess notwendigen Blechhalters wurden in das validierte Simulationsmodell integriert (Abbildung 139). Für den konventionellen Tiefziehprozess ergibt sich eine Platinengröße mit den Abmessungen $960 \times 900\text{mm}$, d.h. die Materialausnutzung ist beim konventionellen Tiefziehen geringfügig höher als dies unter Einsatz der SCS-Technologie der Fall ist. Dies begründet sich in der Art und Weise der Aufbringung der für einen stabilen Prozess

nötigen Rückhaltekräfte. Während beim SCS-Verfahren die Rückhaltekräfte über die Biege- und Reibungsverhältnisse zwischen Platine und Formelemente definiert sind und hierfür eine entsprechende Platinenfläche benötigt wird, kann die Rückhaltekraft beim konventionellen Tiefziehen über die Blechhalterkraft gesteuert werden. Durch entsprechend hohe Kräfte am Blechhalter kann die benötigte Platinenfläche, auf der die für den Prozess spezifische Flächenpressung wirkt, reduziert werden. Die Materialausnutzung steigt dadurch im Vergleich zur SCS-Technologie an, jedoch wird ein proportional höherer Energieanteil für die Aufbringung der Normalkraft durch das Ziehkissen benötigt. Dieser Sachverhalt soll mithilfe einer Gegenüberstellung der beiden Prozesse dargestellt und entsprechend bilanziert werden. Das FEM-Modell sowie das Simulationsergebnis des konventionellen Tiefziehprozesses der Dachbeplankung sind in Abbildung 139 dargestellt.

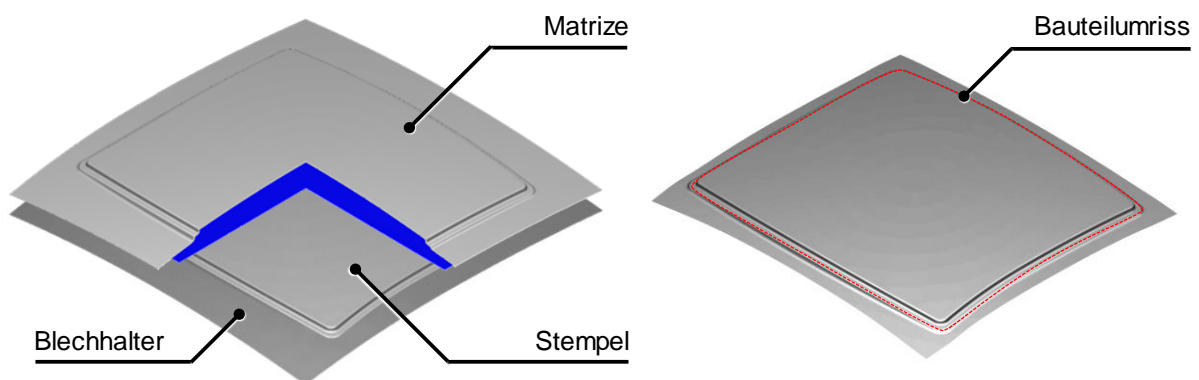


Abbildung 139: Ergebnis der FEM-Prozesssimulation des konventionellen Tiefziehprozesses der Dachbeplankung

Die entsprechende Formänderungsverteilung sowie die zur Ausformung der Dachbeplankung notwendige Presskraft entlang des Ziehweges sind in Abbildung 140 zusammengefasst.

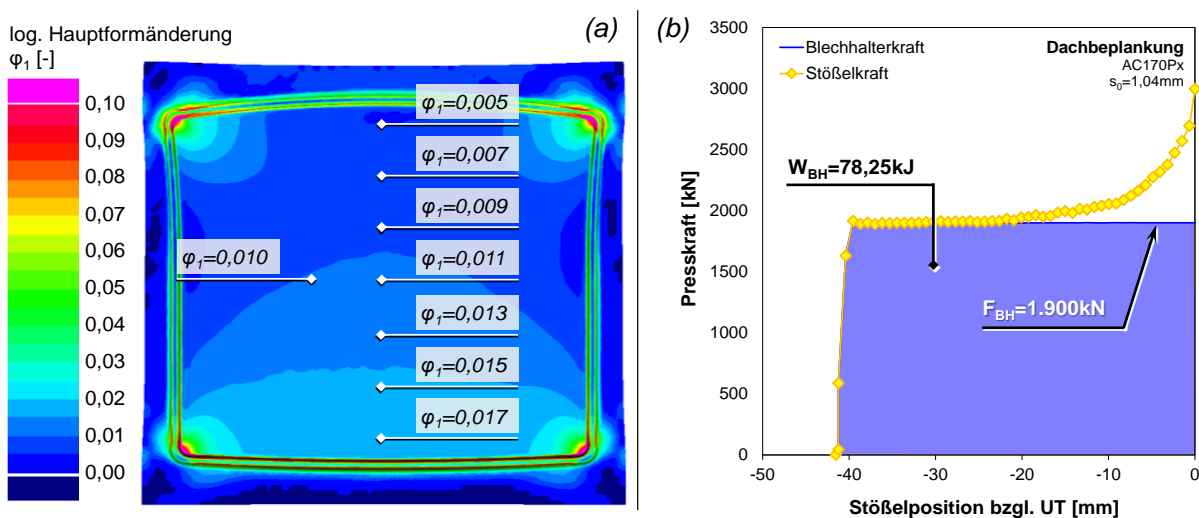


Abbildung 140: Formänderungsverteilung des konventionellen Tiefziehprozesses als Ergebnis der FEM-Prozesssimulation (a) und entsprechender Presskraftverlauf (b)

Die Ergebnisse der FEM-Prozesssimulation zeigen deutlich geringere Formänderungen im Vergleich zu den Beplankungsteilen, die mittels des SCS-Verfahrens hergestellt wurden. So werden in der Bauteilmitte lediglich geringe Umformgrade von etwa $\varphi_1=0,011$ erreicht. Am Bauteilrand im Bereich des Anschlusses zur Heckscheibe hin steigt diese minimal auf etwa $\varphi_1=0,017$. Dies ist einerseits auf die flache Bauteilgeometrie zurückzuführen und andererseits auf das zur Verfügung stehende Prozessfenster. Bei signifikanter Erhöhung der Blechhalterkraft bilden sich im Eckbereich des Bauteils Risse aus, die zum Versagen führen. Der zur Herstellung des Bauteils notwendige Energiebedarf entlang des Ziehweges ist in Abbildung 140b dargestellt. Aufgrund der prozessbedingten Blechhalterkraft von $F_{BH}=1.900\text{kN}$ zeigt sich bereits zu Beginn der Umformoperation ein deutlich erhöhter Energiebedarf als bei der Herstellung des Bauteils mithilfe des SCS-Verfahrens. Ein direkter Vergleich der beiden Presskraftverläufe verdeutlicht diesen Sachverhalt (Abbildung 141).

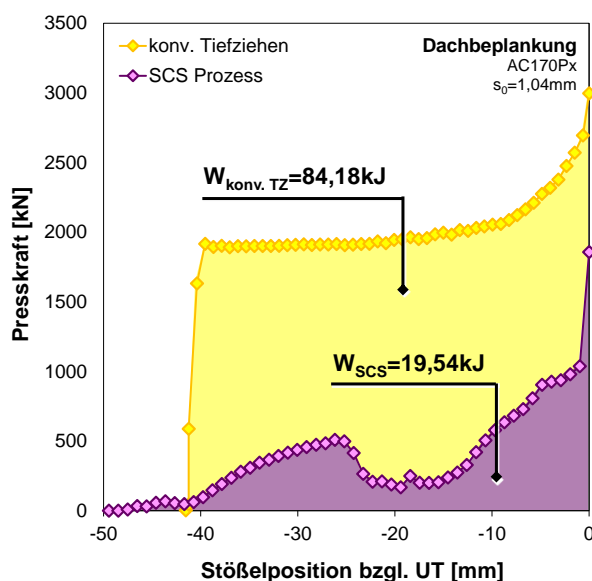


Abbildung 141: Energiebedarf zur Herstellung einer Dachbeplankung mithilfe des SCS-Verfahrens und durch konventionelles Tiefziehen

Der direkte Vergleich verdeutlicht den ungleich sehr viel höheren Energiebedarf des konventionellen Tiefziehprozesses im Vergleich zum SCS-Verfahren. Während für den SCS-basierten Umformprozess eine Arbeit von $W_{SCS}=19,5\text{kJ}$ durch den Stößel geleistet werden muss, steigt diese beim konventionellen Tiefziehen mittels Blechhalter auf etwa $W_{konv. TZ}=84,2\text{kJ}$ an. Dies entspricht einer Steigerung des Energiebedarfs um den Faktor vier. Der größte Anteil dieser Energie wird hierbei durch den Blechhalter bzw. die Aufrechterhaltung der Blechhalterkraft durch das Ziehkissensystem verbraucht. Zur Verdrängung des Ziehkissens leistet der Stößel hierfür eine Arbeit von etwa $W_{BH}=78,25\text{kJ}$ (vgl. Abbildung 140b), dies entspricht etwa 92% des gesamten Energiebedarfs für diesen Umformprozess.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass durch Einsatz des SCS-Verfahrens die Energiebilanz des Umformprozesses deutlich verbessert werden kann und gleichzeitig eine Steigerung der Dehnung im Bauteil und damit eine Verbesserung der Beuleigenschaften erreicht wird.

6.5 Einflussgrößen auf die Reproduzierbarkeit des Prozesses

Im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen zur Wirkungsweise der SCS-Technologie konnten zahlreiche geometrische und tribologische Faktoren identifiziert werden, die einen signifikanten Einfluss auf das Ziehergebnis besitzen. Der Einfluss auf die Zielgröße, nämlich einen möglichst hohen Umformgrad zu realisieren, wurde jeweils bewertet und in der Entwicklungsphase der beiden hier vorgestellten SCS-Werkzeuge zur Herstellung von Fondtür- und Dachbeplankungen berücksichtigt. Die geometrischen Faktoren wurden während der konzeptionellen Phase jeweils bewertet und anschließend durch die Wahl eines geeigneten Parameters festgesetzt. Sie sind demnach im laufenden Prozess nicht mehr variabel und beeinflussen ihn daher nicht. Die tribologischen Parameter jedoch sind aufgrund von natürlichen Schwankungen, seien es veränderte Umgebungs- oder Betriebsbedingungen, nicht gänzlich zu beherrschen. Dies gilt auch für chargenbedingte Materialschwankungen, z.B. in der Blechdicke oder der Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs. Auf derartige Veränderungen der Prozessbedingungen wurden die Schwankungen der erzielten Hauptformänderung der Fondtürbeplankungen zurückgeführt (vgl. Tabelle 5 und Abbildung 103). Dieselben Schwankungen konnten bei der Herstellung der Dachbeplankungen ebenfalls festgestellt werden, jedoch fielen diese deutlich größer aus (vgl. Tabelle 6 und Abbildung 111). Hierfür wurde bereits in Kapitel 6.2.3 die Einlegeposition bzw. die Wiederholgenauigkeit dieser als möglicher Einflussfaktor identifiziert. Im Rahmen einer weiteren Versuchsreihe soll dieser Faktor nun näher untersucht werden.

Um einen möglichen Einfluss der Einlegeposition der Platine auf das Ziehergebnis, im speziellen auf die maximal induzierte Formänderung in der Bauteilmitte, zu identifizieren, werden Versuche mittels des SCS-Werkzeuges zur Herstellung von Dachbeplankungen durchgeführt. Da für die bisher realisierten SCS-Werkzeuge keinerlei Positioniereinrichtung für eine korrekte Lage der Platine im Werkzeug vorgesehen wurde, kann die jeweilige Einlegeposition der Platine sowohl entlang der x-Achse als auch entlang der y-Achse von der Sollposition abweichen. Weiterhin kann eine Winkelabweichung auftreten, die sich in einer Drehung der Platineneinlegeposition um die z-Achse zeigt (vgl. Abbildung 142a). Um die Einflüsse der Winkelabweichung und eines möglichen Versatzes entlang der y-Achse zu reduzieren, wurde daher lediglich ein Ausschnitt der Bauteilgeometrie betrachtet. Die zu verwendende Streifenprobe wurde hinsichtlich eines Versatzes der Einlegeposition entlang der x-Achse des Fahrzeugkoordinatensystems bewertet, da diese die Hauptzugrichtung während des Prozesses darstellt (Abbildung 142b). Auf Basis dieser Vorüberlegungen wurden anschließend Streifenproben mit einer Ausgangslänge von $l_0=940\dots970\text{mm}$ vorbereitet und mit einem entsprechenden Sprühmuster versehen, sodass im Anschluss an die Versuchsreihe die Dehnungen mittels optischer Messtechnik ausgewertet werden können. Neben der Formänderung in der Bauteilmitte werden die Streifenproben hinsichtlich der Flanschlänge jeweils an beiden Streifenenden ausgewertet und die Differenzen als zweite Bewertungsgröße für den Einfluss des Versatzes herangezogen. Diese werden aus messtechnischen Gründen vom Radiusansatz der Stempelgeometrie des Werkzeuges aus ermittelt (vgl. Abbildung 142b).

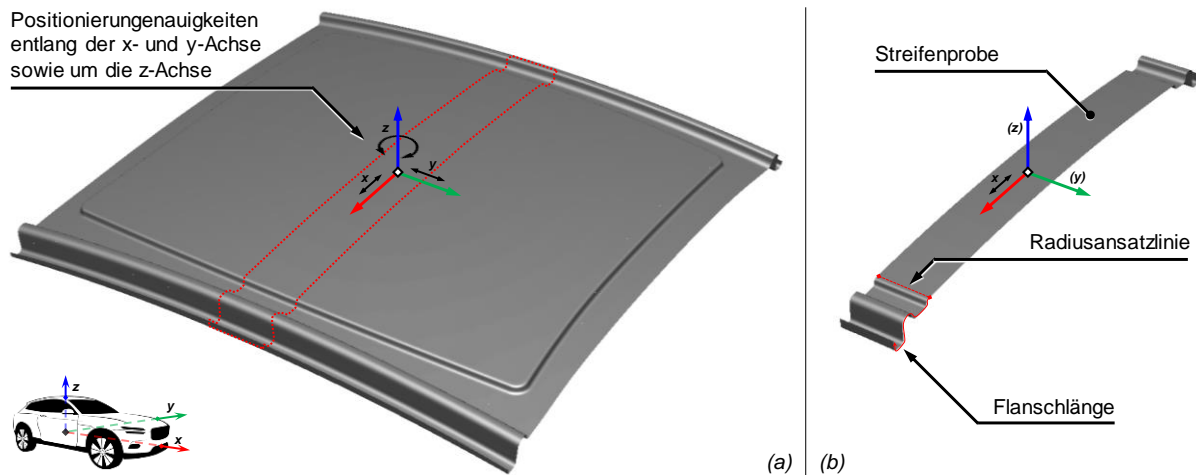


Abbildung 142: Mögliche Positioniergenauigkeiten beim Einlegen der Streifenprobe in das SCS-Werkzeug (a) und daraus abgeleiteter Versuchsaufbau zur Untersuchung des Einflusses eines Versatzes entlang der x-Achse (b)

Für die Untersuchungen wurde ein Versatz entlang der x-Achse von $\Delta x=0 \dots 5$ mm festgelegt und entsprechend ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 143 zusammengefasst.

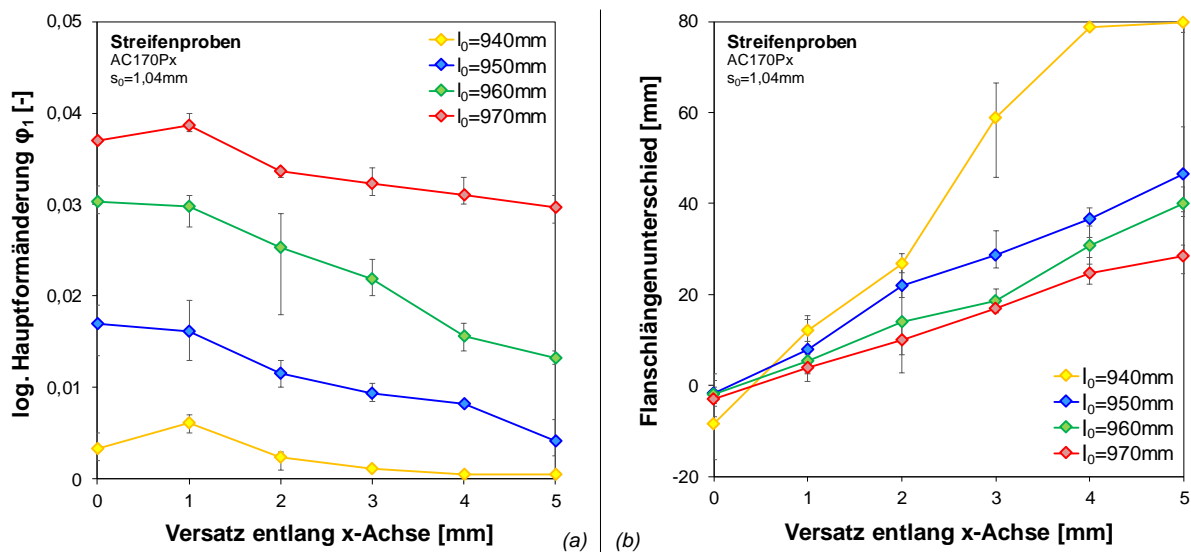


Abbildung 143: Einfluss des Versatzes auf die Hauptformänderung (a) und auf den Flanschlängenunterschied (b)

Aus dem Kurvenverlauf in Abbildung 143a ist eine deutliche Abhängigkeit vom realisierten Versatz gegenüber der Formänderung zu erkennen, diese sinkt mit zunehmendem Versatz maßgeblich. Dies ist auf eine reduzierte Kontaktphase zwischen Formelementeverbund und der Streifenprobe zurückzuführen. Der Streifenrand wird mit zunehmendem Versatz deutlich früher aus den Formelementeverbunden in die Matrize gezogen, wodurch der Reckvorgang vorzeitig abgebrochen wird und die induzierte Dehnung daher sinkt. Bei näherer Betrachtung der Flanschlängenunterschiede in Abhängigkeit vom Versatz wird dieser Sachverhalt verdeutlicht

(Abbildung 143b). Mit abnehmender Streifenlänge wird dieser Effekt verstärkt, wodurch der Prozess instabiler wird.

Ein gleichmäßiger Werkstofffluss sowohl aus den vorderen als auch aus den hinteren Formelementeverbunden in die Matrize kann daher nur bei exakter Positionierung gewährleistet werden. Demnach stellt dieser Faktor eine sensitive Größe dar, welche die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse deutlich beeinflusst. Um dies zu kompensieren und den Prozess gegenüber Schwankungen bei der Positioniergenauigkeit unempfindlich zu gestalten, müssen die Rückhaltekräfte bzw. die Zugspannungen innerhalb der Formelementverbunde entlang der Eingriffstiefe variabel sein. Ein neuartiger Ansatz zur partiellen Steuerung des Werkstoffflusses innerhalb der SCS-Formelementverbunde soll dies ermöglichen. Hierfür wurde ein entsprechendes Konzept entwickelt und im Laborbetrieb umgesetzt. Dieses wird im folgenden Kapitel näher erläutert.

7 Technologischer Ansatz zur partiellen Steuerung des Werkstoffflusses

Die SCS-Technologie erlaubt ein kombiniertes Recken und Tiefziehen von Blechformteilen, wodurch eine hohe plastische Verfestigung im Bauteil erreicht wird. Die Position der Platine gegenüber den Formelementeverbunden zeigt jedoch eine deutliche Sensitivität hinsichtlich der erzielten Formänderungsbeträge. Eine technische Lösung, um Werkstofffluss zu steuern und dadurch einen konstanten Reckvorgang während des Eingriffs der Formelemente zu ermöglichen, ist daher wünschenswert.

Im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen in Kapitel 5.3.1 dieser Arbeit konnte eine Korrelation zwischen den Formelementespalten und der induzierten Rückhaltekraft festgestellt werden. Durch eine gezielte Anpassung der Formelementespalte während des Eingriffs besteht die Möglichkeit, die Rückhaltekräfte anzupassen und dadurch den Werkstofffluss zu beeinflussen. Auf Basis dieser Grundüberlegung soll im Folgenden ein technologischer Ansatz vorgestellt werden, welcher während des Hubes die Variation der Formelementespalte erlaubt und dadurch den Werkstofffluss gezielt beeinflusst.

7.1 Auswahl eines Demonstratorbauteils

Für eine partielle Steuerung des Werkstoffflusses innerhalb der Formelementeverbunde wurde zunächst ein Demonstratorbauteil mit einer prägnanten Querschnittsgeometrie festgelegt. Hierbei handelt es sich um ein Blechformteil mit einem V-förmigen Querschnitt und einer Ziehtiefe von ca. 105mm. Als Blechwerkstoff wurde eine Reinstaluminiumlegierung der Güte AlMg1 mit einer Ausgangsblechdicke von $s_0=1,6\text{mm}$ festgelegt. Zunächst wurde der bestehende Prozess simuliert, um das Modell für die nachfolgende FEM-basierte Werkzeugentwicklung zu validieren. Das Demonstratorbauteil wurde mittels der optischen Messtechnik erfasst, sodass die Formänderungsverteilung als Validierungsgröße für das Simulationsergebnis herangezogen werden konnte. Die Gegenüberstellung der messtechnisch erfassten Formänderungsverteilung sowie der direkte Vergleich mit den Ergebnissen der FEM-Prozesssimulation sind in Abbildung 144 dargestellt.

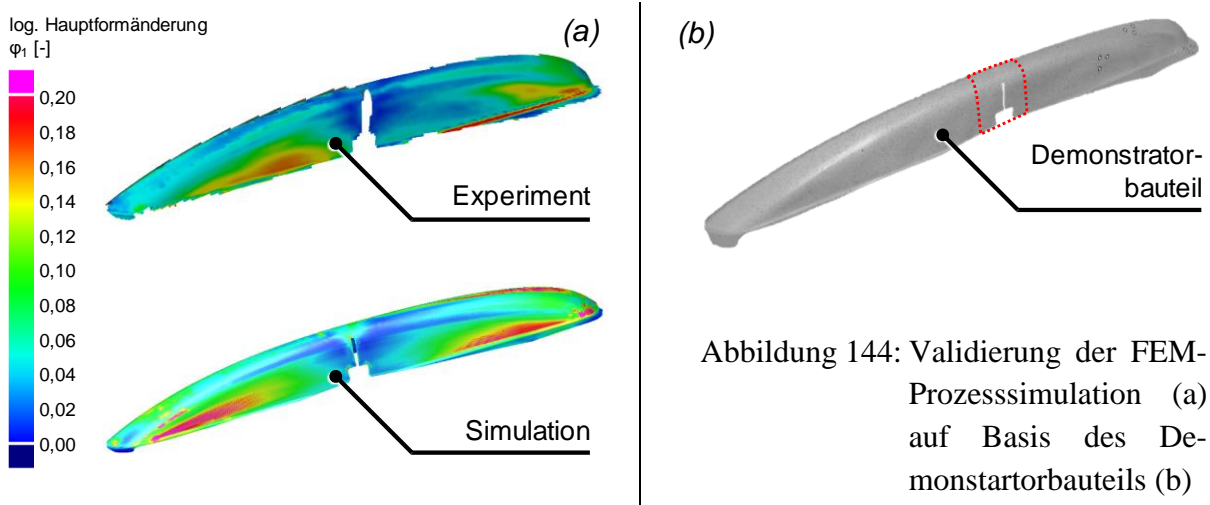


Abbildung 144: Validierung der FEM-Prozesssimulation (a) auf Basis des Demonstratorbauteils (b)

Das entsprechende Simulationsmodell ist in Abbildung 153 dargestellt (vgl. Anhang 9.2). Aufgrund der Bauteilgeometrie entsteht beim konventionellen Tiefziehen eine Nachlaufkante, die

auch durch Anpassung der Blechhalterkräfte konventionell gezogen nicht unterbunden werden kann. Mithilfe des hier angedachten Konzeptes, soll der Werkstofffluss partiell gesteuert werden, sodass die Nachlaufkante vermieden werden kann. Da das Demonstratorbauteil einer Kleinserienproduktion entnommen wurde, wird zunächst die Geometrie abstrahiert und eine entsprechende akademische Bauteilgeometrie abgeleitet. Auf Basis dieser abstrahierten Bauteilgeometrie wurde ein SCS-basiertes Werkzeug konzipiert und mittels der FEM-Prozesssimulation der Umformvorgang berechnet.

Aufgrund der Bauteilkrümmung differiert die Ziehtiefe am Bauteilrand stark von derjenigen in der Bauteilmitte. Daher ist der Werkstofffluss in die Matrize entlang der Platinenbreite ungleichmäßig, wodurch die Identifizierung prozessbeeinflussender Parameter hinsichtlich des Werkstoffeinlaufs als sehr schwierig erscheint. Für die Laborversuche wurde analog zur Vorgehensweise in Kapitel 6.5 entschieden, lediglich den Mittenbereich des Bauteils zu betrachten (vgl. rot markierter Bereich in Abbildung 144b) und hierfür Streifenproben mit einer Breite von $b_0=50\text{mm}$ zu verwenden. Das Simulationsmodell und das entsprechende FEM-Ergebnis der abstrahierten Bauteilgeometrie bzw. der Streifenprobe, sind in Abbildung 145 dargestellt.

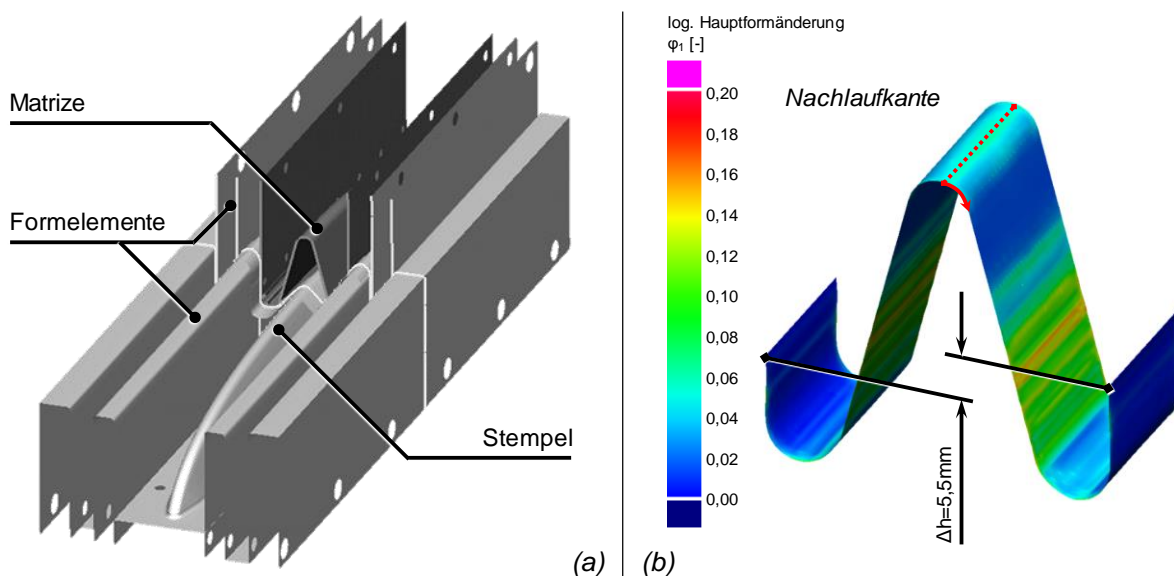


Abbildung 145: Simulationsmodell des SCS-Werkzeuges (a) zum kombinierten Recken und Tiefziehen eines Blechstreifens (b)

Aufgrund der Geometrie des Bauteils wird eine Nachlaufkante bzw. ein ungleichmäßiger Werkstofffluss erzeugt, der zu einem deutlichen Höhenunterschied der Restflanschhöhen zwischen den beiden Streifenrändern führt. Durch entsprechende Anpassung der Formelementespalte während des Werkzeugeingriffs soll dieser Effekt gezielt beeinflusst werden können. Das hierfür entwickelte Konzept und die Umsetzung des Werkzeuges werden im folgenden Kapitel näher beschrieben.

7.2 Entwicklung eines Konzeptes zur partiellen Steuerung des Werkstoffflusses

Im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen (vgl. Kapitel 5.3.1) konnte bereits der Einfluss eines veränderten Formelementespalt auf die induzierte Zugspannung nachgewiesen werden.

Dieser Effekt soll nun für das hier betrachtete Bauteil gezielt genutzt werden, um den Werkstofffluss partiell zu steuern. D.h. es soll durch die Veränderung bestimmter Formelementspalte gezielt Einfluss auf den Werkstofffluss genommen werden, sodass dieser entweder begünstigt oder behindert wird.

Um dies zu realisieren, wurde ein Werkzeugkonzept entwickelt, welches während des Hubes durch eine entsprechende Treiber-Schieber-Kombination ein modulares Formsegment entlang der Längsachse des Bauteils schwenken kann und dadurch der Spalt reduziert wird. Das Werkzeug sowie eine Prinzipskizze der Funktionsweise sind in Abbildung 146 dargestellt.

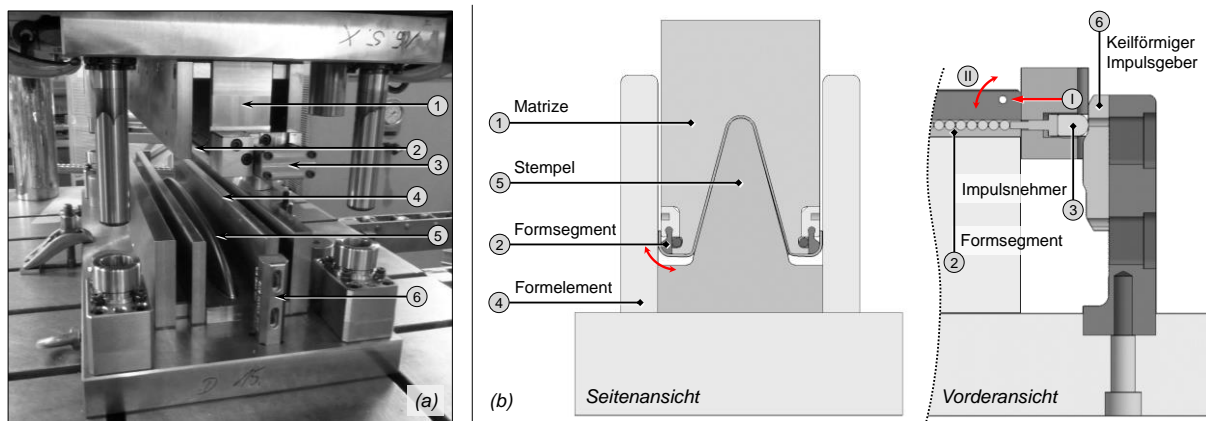


Abbildung 146: Realisiertes Werkzeug zur partiellen Steuerung des Werkstoffflusses (a) und schematisches Funktionsprinzip (b)

Während des Abwärtshubes wird der im Werkzeugoberteil angebrachte Impulsnehmer durch den im Werkzeugunterteil befestigten Impulsgeber in horizontaler Richtung ausgelenkt (vgl. Abbildung 146b, Bewegungsrichtung I). Dadurch wird ein vorgespanntes Kugelpaket verschoben, welches durch entsprechende Nuten im Formsegment dieses zu einer Schwenkbewegung zwingt (vgl. Abbildung 146b, Schwenkbewegung II) und der Formelementespalt dadurch reduziert wird. Durch Variation der Kontur des Impulsgebers können verschiedene Spaltveränderungen während des Hubes realisiert werden. Der Spalt kann demnach durch eine einfache Steuerkurve in Form einer entsprechenden Impulsgebergeometrie auf den jeweiligen Umformprozess bzw. den gewünschten Werkstofffluss angepasst werden.

7.3 Praxisversuche und Nachweis der Funktion

Im Rahmen der hier betrachteten Bauteilgeometrie wurden zwei verschiedene Impulsgebergeometrien untersucht. Die erste Impulsgebergeometrie entspricht der Steuerkurve 1, dargestellt in Abbildung 147 und erlaubt eine zweistufige Spaltanpassung während des Hubes. Zunächst wird der Spalt reduziert und kurz vor Prozessende nochmals vergrößert, um ein Nachfließen des Werkstoffs zu begünstigen. Die zweite Geometrie (Abbildung 147, Steuerkurve 2) ermöglicht dieselbe Spaltreduzierung, jedoch wird dieser Spalt bis zum Prozessende nicht mehr verändert, sodass die erhöhten Rückhaltekräfte bis zum UT aufrechterhalten bleiben. Ein Vergleich der beiden Steuerkurven in Abhängigkeit von der Ziehtiefe bzw. von der Stößelposition ist in Abbildung 147 dargestellt.

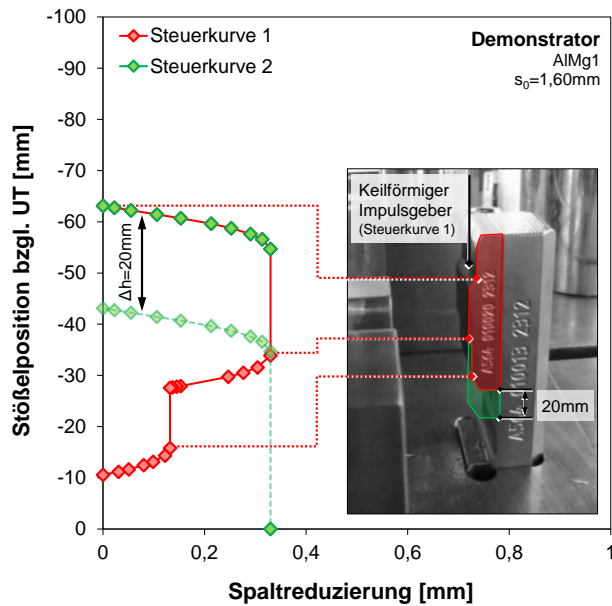


Abbildung 147: Reduzierung des Formelementespalt durch Einsatz von keilförmigen Impulsgebern entlang der Ziehtiefe

Die keilförmigen Impulsgeber werden an einer entsprechenden Aufnahmevorrichtung fixiert, die eine vertikale Einstellungsmöglichkeit erlaubt. Dadurch besteht die Möglichkeit, den Beginn der Spaltreduzierung in Abhängigkeit von der Ziehtiefe zu verändern. Die frühest mögliche Spaltreduzierung wird bei einer Stößelposition von etwa 65mm vor UT initiiert, dies entspricht der in Abbildung 147 dargestellten Steuerkurve 1. Wird der Impulsgeber in seiner unteren Grenzposition fixiert, so kann die Spaltreduzierung um 20mm Stößelhub nach unten verschoben werden und bei einer Stößelposition von etwa 45mm vor UT beginnt.

Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen wurde zunächst die Steuerkurve 1 unter Verwendung der oberen Fixierposition betrachtet. Hierbei wurden Streifen der Breite $b_0=50\text{mm}$ und der Länge $l_0=240\text{mm}$ in 10mm Schritten umgeformt und jeweils die Restflanshhöhen erfasst (vgl. Abbildung 149).

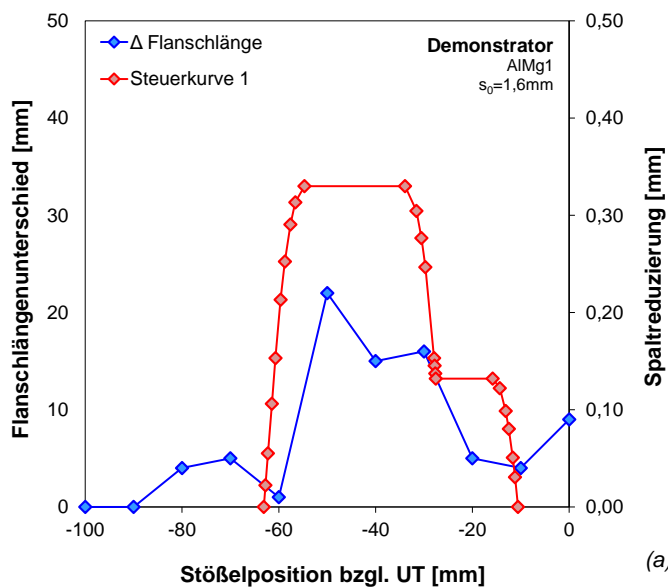


Abbildung 148: Ermittlung der Flanschlängendifferenz (a) durch stufenweises Umformen der Streifenproben (b)

Ein Vergleich der Restflanschhöhen und der Spaltreduzierung über der Ziehtiefe bestätigt dessen Einfluss und damit die Funktion des Konzeptes. Durch die Spaltreduzierung wird der Werkstofffluss gezielt gebremst, sodass der Blechstreifen ungleichmäßig von beiden Seiten in die Matrize einfließt und dadurch die Flanschhöhen an den Streifenenden einen deutlichen Höhenunterschied aufweisen. Gegen Prozessende wird der Spalt durch die Steuerkurve wieder vergrößert, sodass der Werkstoff nun ungehindert in die Matrize einfließen kann und die Flanschhöhendifferenz wieder abnimmt.

Unter Verwendung der Steuerkurve 2 wurde in einer weiteren Versuchsreihe untersucht, inwieweit der Beginn der Spaltreduzierung einen Einfluss auf den Prozess bzw. auf den Werkstofffluss nehmen kann. Hierbei wurde zunächst der Impulsgeber in seiner oberen Position fixiert, sodass die Spaltreduzierung bei etwa 65mm vor UT einsetzt (vgl. Abbildung 147). Anschließend wurde der Impulsgeber um 10mm in vertikaler Richtung versetzt, sodass die Spaltreduzierung bei etwa 45mm vor UT erfolgte, ehe in der letzten Versuchsreihe der Impulsgeber um weitere 10mm versetzt wurde. Als Vergleichsgröße dieser Untersuchung wurde jeweils der resultierende Flanschlängenunterschied herangezogen und bewertet (Abbildung 149).

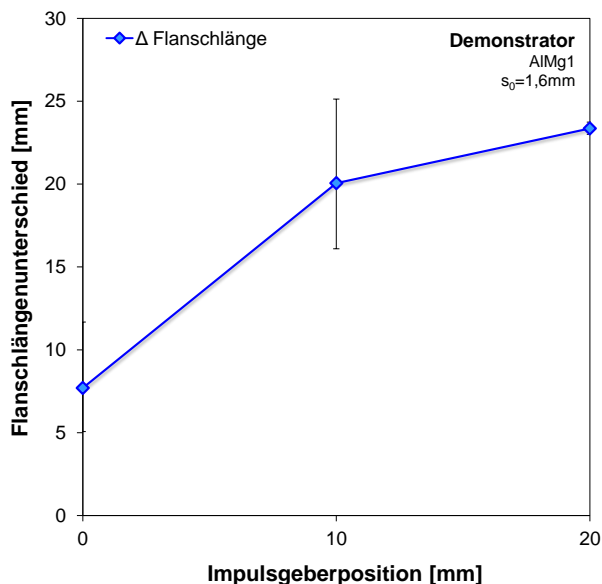


Abbildung 149: Flanschlängenunterschied in Abhängigkeit von der Impulsgeberposition

Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe zeigen ebenfalls sehr deutlich, dass durch die Position des Impulsgebers der Zeitpunkt der Spaltreduzierung und damit zusammenhängend der Werkstofffluss effektiv beeinflusst werden kann. Die hohe Streuung der Ergebnisse zeigt jedoch auch, dass die Reproduzierbarkeit des Konzeptes noch recht gering ist. Diese muss durch Anpassung der Prozessgrößen im Rahmen weiterführender Untersuchungen deutlich verbessert werden, sodass dieser technologische Ansatz einer Positionierungsgenauigkeit der Platine entgegenwirken kann. Bei entsprechender Optimierung des Prozesses ist ebenfalls eine Vermeidung von Nachlaufkanten denkbar.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Einsatz einer neuartigen Technologie zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Feinblechen unter Laborbedingungen. Das übergeordnete Ziel der Untersuchung besteht darin, die von Vlahovic und Liewald [Vla06b] vorgestellte Werkzeugtechnologie weiterzuentwickeln und diese für die Verwendung von Leichtbauwerkstoffen zu ertüchtigen. Die Technologie war bisher auf einfache Geometrien unter Verwendung von Stahlblechwerkstoffen limitiert, sodass im Rahmen dieser Arbeit die Einsatzmöglichkeiten erweitert wurden.

Zunächst wurden in **Kapitel 2** relevante Grundlagen der Umformtechnik sowie Werkzeugkonzepte und Technologien zum Recken bzw. Streckziehen von Feinblech vorgestellt und beschrieben. Hierbei wurden speziell die prozessbeeinflussenden Werkstoffkennwerte näher beleuchtet und deren Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften streckgezogener Bauteile erläutert.

Im Rahmen anschließender Voruntersuchungen wurde in **Kapitel 3** die neuartige Werkzeugtechnologie zum kombinierten Streck- und Tiefziehen vorgestellt und die Charakteristika des Verfahrens sowie deren Einfluss auf das Ziehergebnis beschrieben. Die Analyse der sog. Short-Cycle-Stretchforming-Technologie (SCS) sowie die Bewertung der damit hergestellten Bauteile, zeigten deutliche Optimierungs- und Weiterentwicklungspotentiale hinsichtlich der damit herstellbaren Bauteile und der zu verwendenden Blechgüten auf. Daraus leitete sich in **Kapitel 4** die Motivation und Zielsetzung dieser Arbeit ab.

In **Kapitel 5** wurden im Rahmen von Grundlagenuntersuchungen zunächst geometrische und tribologische Parameter an den für diese Technologie typischen SCS-Formelementen variiert, um relevante Einflussgrößen zu identifizieren und diese gezielt zu verändern. Hierfür wurde ein Laborprüfstand zur Ermittlung der Biege- und Reibungskräfte an Formradien entwickelt und aufgebaut, mit dessen Hilfe die Prozessparameter und deren Einfluss quantifiziert werden konnten. Die Erkenntnisse dieser Untersuchungen wurden für die Entwicklung eines weiteren, auf die SCS-Technologie basierenden, Versuchswerkzeuges genutzt. Dieser anwendungsnahe Prüfstand erlaubte die gezielte Variation weiterer Prozessparameter auf den Ziehvorgang, deren Untersuchungsergebnisse die Basis für den Aufbau eines entsprechenden Simulationsmodells bildeten. Für eine realitätsnahe Abbildung des Umformprozesses wurden für das Simulationsmodell experimentell ermittelte Werkstoffkennwerte sowie gemessene Reibungskenngrößen herangezogen. Das validierte Modell konnte anschließend für eine virtuelle Optimierung des Umformprozesses auf Basis numerischer Methoden eingesetzt werden.

Unter Einbeziehung dieses Modells und mithilfe weiterer experimenteller Grundlagenuntersuchungen konnte die Funktion der SCS-Technologie ebenfalls auf eine Aluminiumlegierung der 6xxx-Familie übertragen werden. Im Rahmen dieser Prozesserweiterung auf einen Leichtbauwerkstoff wurde dieser hinsichtlich seiner natürlichen Alterung untersucht, um mögliche Einflüsse auf die Funktion der SCS-Technologie zu identifizieren.

Basierend auf den Erkenntnissen der Grundlagenuntersuchungen wurde in **Kapitel 6** die Prozesskinematik der SCS-Technologie auf zwei Bauteilgeometrien übertragen. Mithilfe der Prozesssimulation wurden zunächst ein SCS-Werkzeug für die Herstellung einer PKW-Fondtürbeplankung aus Stahlblechwerkstoff entwickelt und unter Laborbedingungen entsprechende Bauteile gefertigt. Aufgrund der Prozesscharakteristik konnten die Bauteile auf einer einfachwirkenden Presse ohne zusätzliche Zieheinrichtung hergestellt werden. Ferner wurde ein weiteres SCS-Werkzeug für die Herstellung einer Dachbeplankung entwickelt und aufgebaut. Hierbei wurden mehrere Neuerungen gegenüber den zuvor entwickelten Werkzeugen umgesetzt. Die Anzahl der für das Recken notwendigen Formelemente konnte reduziert werden, wodurch eine deutliche Verbesserung des Materialnutzungsgrades erreicht werden konnte. Weiterhin wurden die Formelemente erstmalig gekrümmt ausgeführt, um einerseits das Werkzeug kompakter gestalten zu können und andererseits der Krümmung des Bauteils Rechnung zu tragen. Die konstruktive Gestaltungskomplexität der Formelemente wurde hierdurch erhöht, der konstruktive Werkzeugaufbau spiegelt jedoch den Aufbau heutiger, konventioneller Tiefziehwerkzeuge wider, wodurch die Praxistauglichkeit des Verfahrens nachgewiesen werden konnte. Als weiteres Novum wurde dieses Werkzeug für die Herstellung von Blechformteilen aus einer Aluminiumgüte der 6xxx-Familie konzipiert. Damit konnte die Funktion der SCS-Technologie auch unter Verwendung eines Leichtbauwerkstoffs nachgewiesen werden.

Im weiteren Verlauf wurden die Bauteileigenschaften der beiden Beplankungsteile untersucht und bewertet. Sowohl die in Abhängigkeit von den Platinenabmessungen erzielten Formänderungen, als auch die entsprechende Formänderungsverteilung wurden erfasst und bewertet. Ebenfalls wurde die dehnungsabhängige Rückfederung der Beplankungsteile betrachtet, um diese gegenüber dem konventionellen Tiefziehen von Blechformteilen bewerten zu können. Ein wesentlicher Schwerpunkt der Untersuchungen bestand darin, die dehnungsabhängigen Beuleigenschaften der Bauteile zu erfassen. Diese wurden mithilfe eines Beulprüfstandes im Rahmen von quasi-statischen sowie dynamischen Beulversuchen erfasst und bewertet. Es konnte sowohl für die Fondtürbeplankung aus Stahlblech, als auch für die Dachbeplankung aus Aluminium eine deutliche Erhöhung der Beulfestigkeit mit zunehmender Verfestigung nachgewiesen werden. Für die Aluminiumbeplankungsteile konnte diese durch eine zusätzliche Warmauslagerung der Bauteile, die einem im Fahrzeugbau typischen KTL-Lacktrocknungsprozess entspricht, nochmals deutlich gesteigert werden. Die Beulsteifigkeit der Bauteile veränderte sich nur marginal mit zunehmender Verfestigung. Diese nur unmerkliche Reduzierung resultiert aus dem dehnungsabhängigen Abfall des E-Moduls und der Blechdickenreduzierung.

Um den SCS-Prozess mit dem konventionellen Tiefziehen auch aus energetischer Sicht vergleichen zu können, wurden entsprechende Messreihen durchgeführt, anhand derer die zur Herstellung einer Dachbeplankung nötige Energie erfasst wurde. Eine Gegenüberstellung mit dem konventionellen Tiefziehen unter Verwendung einer Zieheinrichtung, zeigte deutliche energetische Vorteile der SCS-Technologie auf.

Schließlich konnten im Rahmen einer abschließenden Untersuchung weitere Einflussgrößen auf die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse unter Verwendung der SCS-Technologie identifiziert werden. Ferner wurde ein entsprechendes Konzept erarbeitet, welches die Reproduzierbarkeit des Prozesses durch eine gezielte Steuerung des Werkstoffflusses erhöhen soll.

Das Konzept zur Steuerung des Werkstoffflusses und das entsprechend umgesetzte Werkzeug wurden in **Kapitel 7** vorgestellt. Es konnte die Funktion der gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses nachgewiesen werden, jedoch unterlag der Prozess größeren Schwankungseinflüssen, die im Rahmen dieser Arbeit nicht näher betrachtet wurden.

8.2 Ausblick

Die Herstellung von Blechformteilen mit hoher Verfestigung durch Einsatz der SCS-Technologie hängt im Wesentlichen mit der gewählten Formelementegeometrie zusammen. Ferner induzieren die Formelemente die für eine faltenfreie Herstellung notwendigen Rückhaltekräfte während des Werkzeughubes. Schwankende Prozessparameter oder scharfkantige Markanzlinien innerhalb der Bauteilgeometrie können jedoch häufig zu einem ungleichmäßigen Werkstoffeinlauf in die Matrize führen und die Oberflächenqualität der hergestellten Bauteile herabsetzen. Eine gezielte Steuerung des Werkstoffflusses innerhalb der Formelemente sowie des Rücklaufs des Werkstoffs in die Matrize tragen dazu bei, die Qualität der Bauteile zu verbessern.

Im Hinblick auf die weiterführende Entwicklung des hier vorgestellten Konzeptes zur Steuerung des Werkstoffflusses sind oszillierende bzw. aktive Werkzeugelemente innerhalb der SCS-Formelementegeometrie denkbar. Ferner sind Konzepte mit integrierten Sensoren zur Erfassung der Platinenposition bzw. des Platineneinzugs denkbar, wodurch mit einer entsprechenden Rückkopplung zu den Aktivelementen ein Regelkreis aufgebaut werden kann.

Heutige Produktionsprozesse werden zunehmend komplexer und bedienen sich daher modernster Informations- und Kommunikationstechnologien, um sich z.B. im Rahmen der ‚Industrie 4.0‘-Initiative mit den Maschinen und den eingesetzten Werkzeugen zu vernetzen. Eine entsprechende Informationsweitergabe, z.B. der bereits heute erfassten Presskräfte beim Umformen, könnte genutzt werden, um die Verfestigung der Bauteile im Produktionsprozess zu prüfen und ggf. durch entsprechende Maßnahmen zu beeinflussen. Die Entwicklung solcher Systeme sowie die Integration von Algorithmen für einen automatisierten Eingriff durch Aktivelemente im Falle von Abweichungen, sind denkbare Inhalte künftiger Forschungsarbeiten.

Weitere Entwicklungsarbeit ist im Bereich der Prozessrobustheit und der Verschleißbeständigkeit der Formelemente zu leisten, sodass die SCS-Technologie zur Serientauglichkeit ertüchtigt wird. Hierfür sind Dauerlaufversuche unter Serienbedingungen erforderlich, um die entsprechenden Einflussparameter zu identifizieren und zu quantifizieren.

9 Anhang

9.1 Einfluss der Formelementespalte auf den SCS-Prozess

Im Rahmen der Grundlagenuntersuchung wurden Versuche zur Ermittlung des Einflusses veränderter Formelementespalte S_i durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchungen für einen Blechüberstand $U=20\text{mm}$ sind in Abbildung 150 dargestellt.

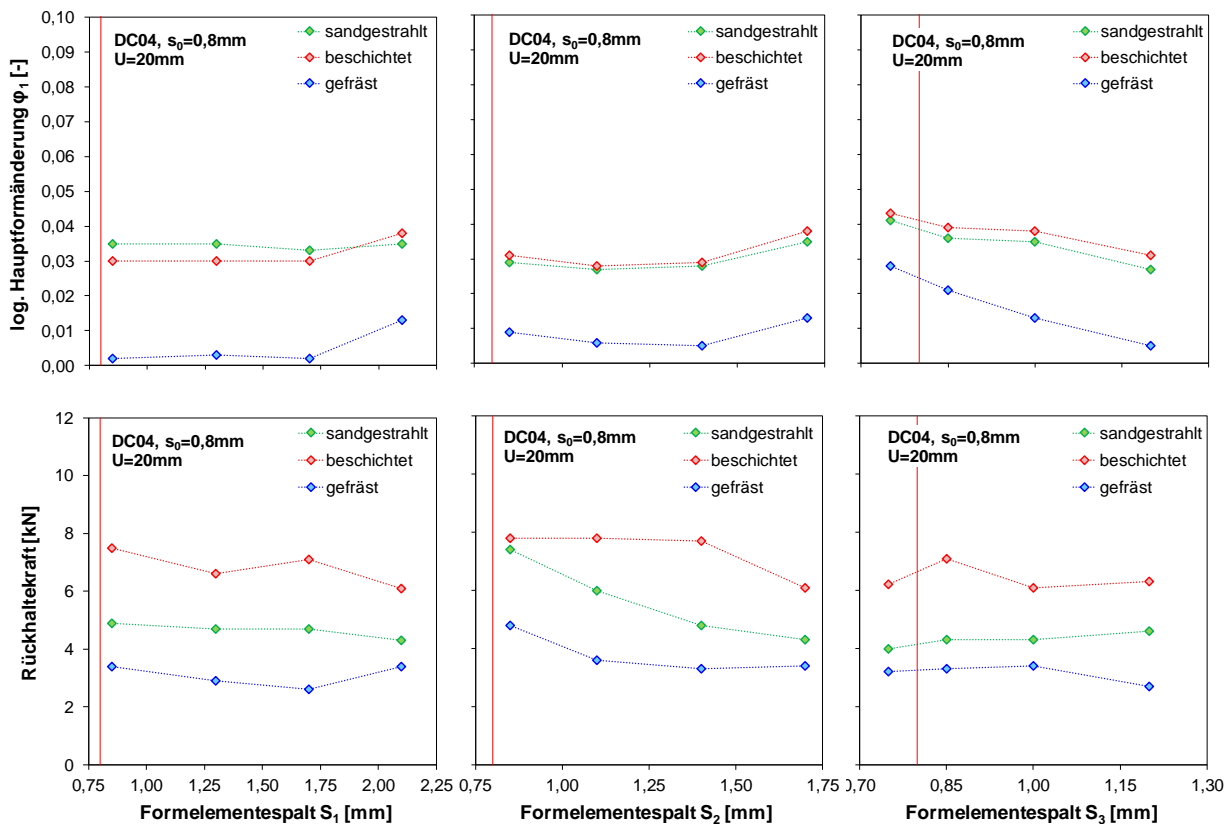


Abbildung 150: Einfluss der Formelementespalte S_i und der Formeinsätze auf die maximal erreichbare Hauptformänderung und die Rückhalte­kraft für einen Überstand $U=20\text{mm}$

Analog zu den Ergebnissen in Kapitel 5.3.1 besitzt der Formelementespalt S_1 auch für einen Überstand $U=20\text{mm}$ kaum Einfluss auf den Prozess. Der Formelementespalt S_2 beeinflusst den Prozess hinsichtlich der maximalen Rückhalte­kraft, während eine Reduzierung des Spaltes S_3 die Induzierung eines erhöhten Umformgrades erlaubt.

Die Ergebnisse der Untersuchungen mit einem Überstand von $U=40\text{mm}$ zeigen ähnliche Ergebnisse, jedoch sind diese aufgrund von Reißern in den Streifenproben nur bedingt aussagekräftig. Die entsprechenden Diagramme sind in Abbildung 151 zusammengefasst.

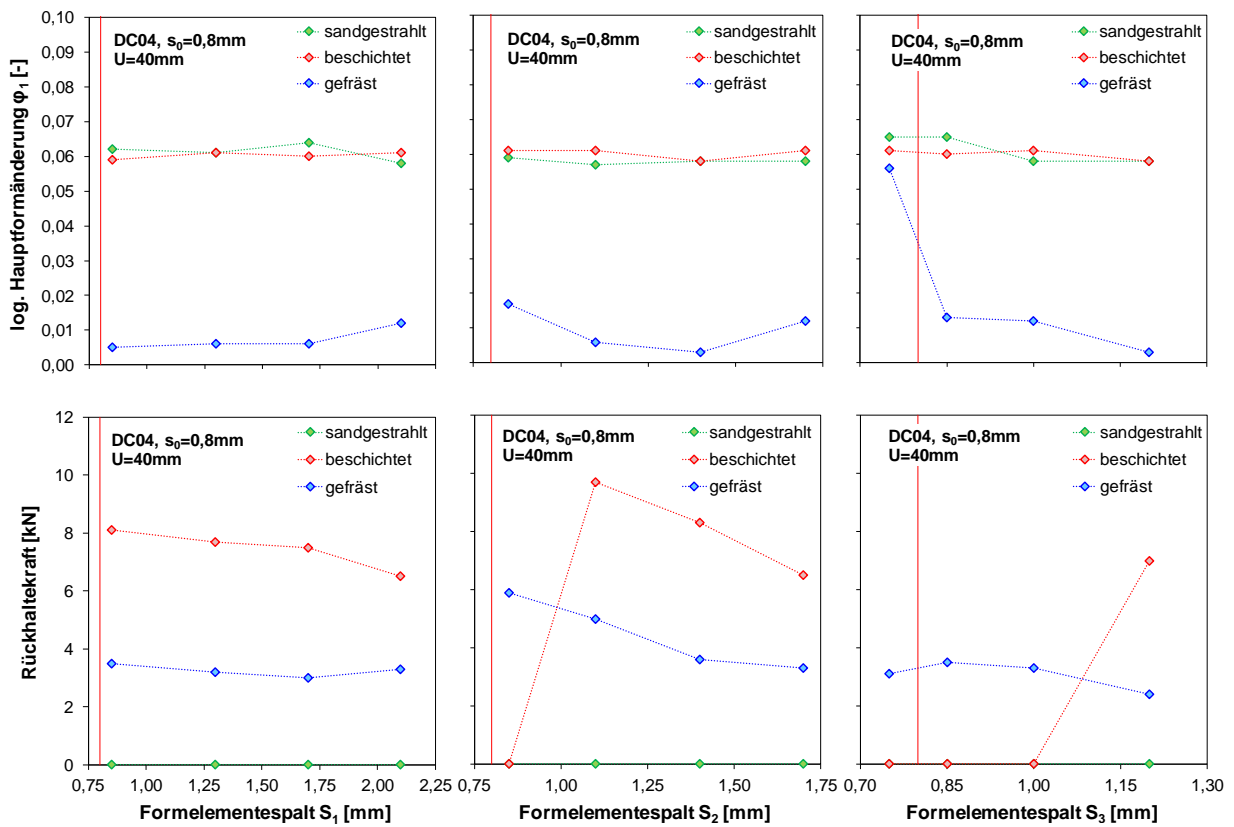


Abbildung 151: Einfluss der Formelementespalte S_i und der Formeinsätze auf die maximal erreichbare Hauptformänderung und die Rückhaltekraft für einen Überstand $U=40\text{mm}$

9.2 Realisiertes SCS-Werkzeug zur Herstellung einer Fondtürbeplankung

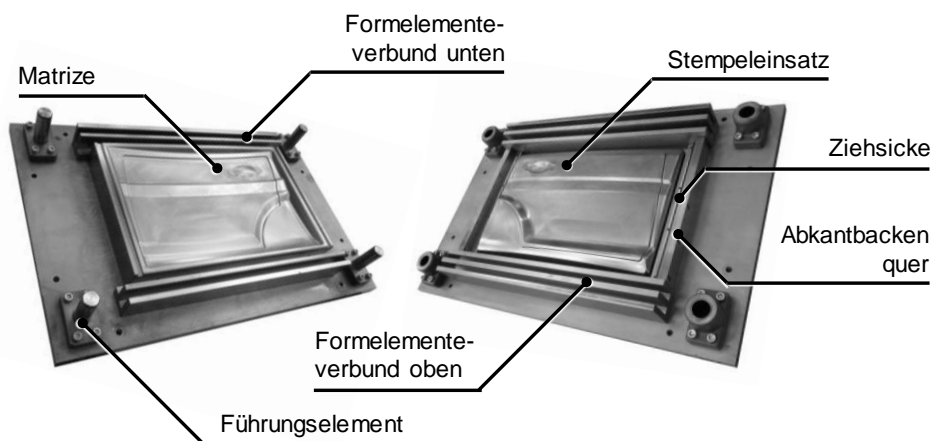


Abbildung 152: Zusammenbau des Werkzeuges zur Herstellung einer Fondtürbeplankung

9.3 Simulationsmodell des Demonstratorbauteils

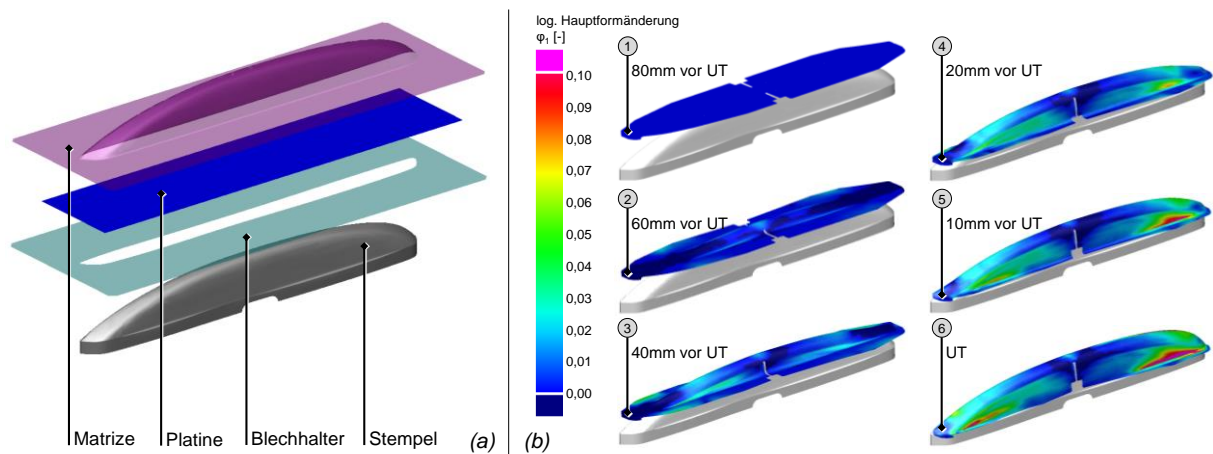


Abbildung 153: Simulationsmodell für den Umformprozess des Demonstratorbauteils (a) und entsprechende Ergebnisse in Abhängigkeit von der Ziehtiefe (b)

10 Literaturverzeichnis

- [Alt12] Altenbach, H.: *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. 2. Auflage, ISBN 978-3-642-24118-5, Springer-Verlag, Berlin, 2012.
- [Arm82] Armstrong, P.E.; Hockett J.E.; Sherby O.D.: Large Strain Multidirectional Deformation of 1100 Aluminium at 300K. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 30, No. 1/2, 1982.
- [Asn95] Asnafi, N.: On strength, stiffness and dent resistance of car body panels. *Journal of Materials Processing Technology*, Nr.49, Elsevier Science S.A., 1995.
- [Asn98] Asnafi, N.; Ekstrand, G.: On testing of the stiffness and the dent resistance of autobody panels. *Materials and Design*, Elsevier-Verlag, Nr. 19, 1998.
- [Avi68] Avitzur, B.: *Metal forming: Processes and Analysis*. ISBN 978-0-07-002510-3, McGraw-Hill Book Company, New York, 1968.
- [Ban00] Banabic, D.; Bunge, H.-J.; Pöhland, K.; Tekkaya, A.E.: *Formability of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing, Forming Limits*. ISBN 978-3-642-08750-9, Springer-Verlag, Berlin, 2000.
- [Ban10] Banabic, D.: *Sheet Metal Forming Processes: Constitutive Modelling and Numerical Simulation*. ISBN 978-3-540-88112-4, Springer-Verlag, Berlin, 2010.
- [Bar12] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. 11., bearbeitete Auflage, ISBN 978-3-642-17717-0, Springer-Verlag, Berlin, 2012.
- [Bat02] Bathe, K.-J.: *Finite-Elemente-Methoden*. 2., vollständig neu bearbeitete und erweiterte Auflage, ISBN 3-540-66806-3, Springer-Verlag, Berlin, 2002.
- [Bat60] Bath, C.: Method and Apparatus for Combined Stretch and Die Forming of Metal Stock. U.S. Patent 2,961,028, 1960.
- [Bat64] Bath, C.: Prestretch fixture and Combination thereof with Drawing Die Press. The Cyril Bath Company, Cleveland, Ohio, U.S. Patent 3,116,780, 1964.
- [Bat65] Bath, C.: Streckziehen von Karosserieteilen. *Werkstatt und Betrieb*, 98. Jahrgang, Heft 3, 1965.
- [Beh06] Behrens, B.-A.; Hübner, S.; Yun, J.-W.: Erhöhung der Beulfestigkeit von Blechteilen durch lokale Vorverfestigung der Platinen. UTF Science, Meisenbach Verlag, Bamberg, 2006.
- [Bir13] Birkert, A.; Haage, S.; Straub, M.: *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile*. ISBN 978-3-642-34670-5, Springer-Verlag, Berlin, 2013.
- [Boe09] Böge, A.: *Technische Mechanik: Statik - Dynamik - Fluidmechanik - Festigkeitslehre*. 28., verbesserte Auflage. ISBN 978-3-8348-0747-2, Vieweg+Teubner GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, 2009.

- [Bra88] Bräunlich, H.; Leilach, A.; Florl, W. et al.: Streckziehwerkzeug zur Herstellung mehrfach gewölbter Blechformteile. Forschungszentrum für Umform- und Plastverarbeitungstechnik Zwickau, Deutsches Patent und Markenamt, Patent Nr. DD 258 192 A1, 1988.
- [Bro03] Broll, P.; Patz, T.; Werner, F.; Reissig, M.; Bittner, M.; Dietrich, R.; Reiser, J.; Oppenländer, R.; Grosz, M.: Streckziehwerkzeug. Bayerische Motoren Werke AG München, Deutsches Patent und Markenamt, Patent Nr. DE 102 22 314 A1, München, 2003.
- [Cai09] Cai, Z.-Y.; Wang, S.-H.; Xu, X.-D.; Li, M.-Z.: Numerical simulation for the multi-point stretch forming process of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 209, Issue 1, 2009.
- [Cao02] Cao, J.; Wang, X.; Mills, F.J.: Characterisation of Sheet Buckling Subjected to Controlled Boundary Constraints. Band Vol. 124, ASME, 2002.
- [Car03] Carlile, G.: Process for Drawing and Stretching Sheet Metal. Versaform Corp. Oceanside CA, U.S. Patent 6,508,096 B1, 2003.
- [Che98] Chen, F.K.; Tszeng, P.C.: An analysis of drawbead restraining force in the stamping process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Nr.7/38, 1998.
- [Cho88] Chorneau, F. R.: Stretch Forming Apparatus. U.S. Patent 4,747,292, 1988.
- [Cou03] Courvoisier, L.; Martiny, M.; Ferron, G.: Analytical modelling of drawbeads in sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, Nr. 133, 2003.
- [Czi10] Czichos, H.; Habig, K.-H.: *Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. 3., überarbeitete und erweiterte Auflage.* ISBN 978-3-8348-0017-6, Vieweg+Teubner Verlag, Berlin, 2010.
- [Czi12] Czichos, H.; Hennecke, M.: *Hütte - Das Ingenieurwissen. 34., aktualisierte Auflage.* ISBN 978-3-642-22849-0, Springer-Verlag, Berlin, 2012.
- [Dan02] Daniel, D.; Hoffmann, J.L.; Plassart, G.; Prunier, J.: Optimization of 6016 Aluminum Alloy Selection for Outer Panels. SAE Technical Paper 2002-01-2012, Society of Automotive Engineers, 2002.
- [Dic74] DiCello, J. A.; George, R. A.: Design Criteria for the Dent Resistance of Auto Body Panels. SAE Paper 740081, Society of Automotive Engineers, 1974.
- [Doe02] Doege, E.; Zenner, H.; Palkowski, H.; Hatscher, A.; Schmidt-Jürgensen, R.; Kulp, S.; Sunderkötter, C.: Einfluss elastischer Kennwerte auf die Eigenschaften von Blechformteilen. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.*, Wiley-VCH, Nr. 33, 2002.
- [Doe10] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik; Grundlagen, Technologien, Maschinen. 2., bearbeitete Auflage,* ISBN 978-3-642-04248-5, Springer Vieweg, Berlin, 2010.

- [Doe86] Doege, E.; Meyer-Nolkemper, H.; Saeed, I.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. ISBN 3-446-14427-7, Carl Hanser Verlag, München, 1986.
- [Dol67] Dolney, S.M.; Mackenzie, P.; Mackenzie, R.A.: Method and Apparatus for Combined Stretch Forming and Die Drawing. The Cyril Bath Company, Cleveland, Ohio, U.S. Patent 3,299,689, 1967.
- [Dro99] Dröder, K.G.: Untersuchungen zum Umformen von Feinblechen aus Magnesiumknetlegierungen. Dissertation, Universität Hannover, 1999.
- [Dua10] Duarte, E.N.; Oliveira, S.A.G.; Weyler, R.; Neamtu, L.: A Hybrid Approach for Estimating the Drawbead Restraining Force in Sheet Metal Forming. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2010.
- [Dun78] Duncan, J. L.; Shabel, B. S.; Filho, J. G.: A tensile strip test for evaluating friction in sheet metal forming. SAE Technical Paper 780391, Society of Automotive Engineers, 1978.
- [Egl07] Egli, T.: Wegleitung Objektschutz gegen meteorologische Naturgefahren. Vereinigung Kantonalen Feuerversicherungen, Bern, 2007.
- [Eha01] Ehardt, J.T.: Double Vee Lockbead for Sheet Metal Forming. General Motors Corporation, US Patent No. 6 196 043 B1, 2001.
- [Eis12] Eisele, U.: Ein Beitrag zur verbesserten Auslegung von Rollfalzprozessen. Dissertation, Universität Stuttgart, 2012.
- [Eve04] Evertz, T.; Sonne, H.-M.; Steinbeck, G; Engl, B.: Werkstoffverhalten unter zügiger elastischer Beanspruchung. Mat.-wiss. u. Werkstofftech., Wiley-VCH, Nr. 35, 2004.
- [Fan96] Fann, K.J.: Streckziehen mit vorgebbaren finalen Bauteileigenschaften. Dissertation, Universität Stuttgart, 1996.
- [Far02] Farr, M. T.: Zieh- und Stempelkantenradien beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Stuttgart, 2002.
- [Fil04] Filzek, J.: Kombinierte Prüfmethode für das Reib-, Verschleiß- und Abriebverhalten beim Tief- und Streckziehen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2004.
- [Fil11] Filzek, J.; Ludwig, M.; Groche, P.: Improved FEM Simulation of Sheet Metal Forming with Friction Modelling using Laboratory Tests. IDDRG Conference, Bilbao, 2011.
- [Fle09] Flehming, T; Göhler, K.; Savvas, K.: Verfahren zur Materialflusssteuerung beim Tiefziehen eines Werkstücks und Tiefziehvorrichtung. ThyssenKrupp Steel AG, Duisburg, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 10 2008 017 728 A1, 2009.

- [For00] Ford, J. C.: Stretch-Forming Machine with Servo-Controlled Curving Jaws. Alstom USA Inc., Hawthorne, N.Y., U.S. Patent 6,018,970, 2000.
- [Fra20] Fraenkel, H.: Die Verfestigung der Metalle durch mechanische Beanspruchung. Springer-Verlag, Berlin, 1920.
- [Fra99] Frank, C.: Kunststoff als Werkzeugwerkstoff für das Tiefziehen von Feinblechen. Dissertation, Universität Hannover, 1999.
- [Fri12] Fritz, A. H.; Schulze, G.: Fertigungstechnik. 10., neu bearbeitete Auflage. ISBN 978-3-642-29785-4, Springer-Verlag, Berlin, 2012.
- [Fri99] Friedl, N.; Rammerstorfer, F.G.; Fischer, F.D.: Zum Beulen von Platten unter globalem Zug. Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik, Nr. 79, 1999.
- [Gen03] Genseberger, E.; Hicke, P.; Umeda, T.; Tieu, R.: Streck- und Ziehwerkzeug und zugehöriges Verfahren. Cosma International Inc., Aurora, Ontario, CA. Patent Nr. DE 698 06 971 T2, 2003.
- [Gho73] Ghosh A.K.; Backofen, W.A.: Strain Hardening and Instability in Biaxially Stretched Sheets. Metallurgical Transactions, Vol. 4, 1973.
- [Gno75] Gnot, E.: Vorrichtung zum Pressen von tiefen, dünnwandigen Behälterböden mit großen Durchmessern. Raciborska Fabryka Kotlow Rafako Raciborz, Patent Nr. DT 24 50 624 A1, 1975.
- [Got07] Gottstein, G.: Physikalische Grundlagen der Materialkunde. 3. Auflage, ISBN 978-3-540-71104-9, Springer-Verlag, Berlin, 2007.
- [Gro11a] Grote, K.-H.; Feldhusen, J.: Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau. 23., neu bearbeitete und erweiterte Auflage, ISBN 978-3-642-17305-9, Springer-Verlag, Berlin, 2011.
- [Gro11b] Gross, D.; Hauger, W.; Schröder, J.; Wall, W.A.: Technische Mechanik, Band 1: Statik. 11., bearbeitete Auflage, ISBN 978-3-642-13805-8, Springer-Verlag, Berlin, 2011.
- [Haa06] Haas, A.; Reinkunz, H.: Verfahren und Ziehwerkzeug zum Herstellen eines Blechteils aus einer Platine. DaimlerChrysler AG, Stuttgart, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 103 34 483 B4, 2006.
- [Hel06] Helbig, A.: Auslegung und Entwicklung von elektrisch-hydrostatischen Antriebssystemen am Beispiel einer Kunststoff-Spritzgießmaschine. Dissertation, Technische Universität Dresden, 2006.
- [Hod01] Hodgins, B.; Worswick, M.; Thomas, D. et al.: Dent Resistance of Medium Scale Aluminium Structural Assemblies. SAE Technical Paper 2001-01-0757, Society of Automotive Engineers, 2001.

- [Hof65] Hofmann, R.: Neuzeitliche Streckziehpressen-Konstruktionen. Technik und Forschung, Nr. 195 (47), 1965.
- [Hol02] Holmberg, S.; Thilderkvist, P.: Influence of material properties and stamping conditions on the stiffness and static dent resistance of automotive panels. Materials and Design, Vol. 23, Elsevier-Verlag, 2002.
- [Hol04] Holmberg, S.; Nejabat, B.: Numerical assessment of stiffness and dent properties of automotive exterior panels. Material and Design, Vol. 24, Elsevier-Verlag, 2004.
- [Hol45] Hollomon, J.H.: Tensile deformation. Trans. Met. Soc. AIME 162, 1945.
- [Hom12a] Hommel, W.: Verfahren und Vorrichtung zum Ziehen von Blechen. GIW Gesellschaft für innovative Werkzeugsysteme mbH, Heilbronn, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 10 2010 048 406 A1, 2012.
- [Hom12b] Hommel, W.: Verfahren und Vorrichtung zum Ziehen von Blechen. GIW Gesellschaft für innovative Werkzeugsysteme mbH, Heilbronn, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 10 2010 049 264 A1, 2012.
- [Hor01] Hortig, D.: Werkzeugbeschichtungen mit Trockenschmierstoffeigenschaften für das Tiefziehen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2001.
- [Hu03] Hu, Z.; Schulze Niehoff, H.; Vollertsen, F.: Determination of the Friction Coefficient in Deep Drawing. 1st Colloquium Process scaling, Bremen, Germany, 2003.
- [Hue92] Huet, J.-P.: Stretch-Forming Machine. ACB, Paris, France, U.S. Patent 5,086,636, 1992.
- [Iye04] Iyengar, R.M.; Chang, T; Laxman, S.; Thirupathi, S.; Perumalswami, S.: Grade and Gage Sensitivities to Oil-Canning Loads of a Door Assembly Considering Forming Effects. SAE Technical Paper 2004-01-0164, Society of Automotive Engineers, 2004.
- [Jun02] Jung, D.-W.: A Parametric Study of Sheet Metal Denting Using a Simplified Design Approach. KSME International Journal, Vol. 16, No. 12, 2002.
- [Jun34] Junkers, H.: Vorrichtung zum Stauchen oder Strecken von Blech. Deutsches Marken und Patentamt, Patent Nr. DE 598032, 1934.
- [Kan87] Kan K.-N. S.: Jaw Assembly for Stretch Press. L&F Industries Huntington Park, California, U.S. Patent 4,706,486, 1987.
- [Kes01a] Keßler, O.: Ausscheidungshärten von Aluminiumlegierungen, Teil 1. Der Wärmebehandlungsmarkt 2/2001.
- [Kes01b] Keßler, O.: Ausscheidungshärten von Aluminiumlegierungen, Teil 2. Der Wärmebehandlungsmarkt 3/2001.

- [Kie94] Kiewetter, T.: Entwicklung und Erprobung einer flexiblen segmentierten Streckziehenanlage. Dissertation, Universität Stuttgart, 1994.
- [Klo06] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 4, Umformen. 5., neu bearbeitete Auflage, ISBN 978-3-540-23650-4, Springer-Verlag, Berlin, 2006.
- [Klu92] Kluge, S.: Spannungsüberlagerung durch Einsatz von Ziehstäben beim Umformen unregelmäßiger Blechteile. Blech Rohre Profile, Nr.39/2, Meisenbach Verlag, Bamberg, 1992.
- [Kug09] Kugler, H.: Umformtechnik – Umformen metallischer Konstruktionswerkstoffe. ISBN 978-3-446-40672-8, Carl Hanser Verlag, München, 2009.
- [Kul03] Kulp, S.: Herstellung von Blechformteilen aus Reintitanwerkstoffen und hochlegierten rostfreien Stählen. Dissertation, Universität Hannover, 2003.
- [Kur69] Kursetz, E.: Kombiniertes Streckformen und Tiefziehen. Maschinenmarkt, 75. Jahrgang, Heft 60, Würzburg, 1969.
- [Kur71] Kursetz, E.: Das Streckformziehen als modernes Verfahren der Blechformteilherstellung. TZ für praktische Metallbearbeitung, 65. Jahrgang, Heft 8, 1971.
- [Lan02] Lange, K.: Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 1: Grundlagen. 2. Auflage, Nachdruck 2002 in veränderter Ausstattung - Studienausgabe, ISBN 3-540-43686-3, Springer-Verlag Berlin, 2002.
- [Lan55a] Lane, F. B.: Streckformen, eine neue Art der Blechformung im Flugzeugbau. Luftfahrttechnik, 1. Jahrgang, Düsseldorf, 1955.
- [Lan55b] Lane, F. B.: Streckformmaschinen. Werkstatt und Betrieb, 88. Jahrgang, Heft 5, 1955.
- [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.
- [Lan93] Lange, K.: Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 4: Sonderverfahren. Prozesssimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. 2., völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, ISBN 3-540-55939-6, Springer-Verlag, Berlin, 1993.
- [Lei65] Leipholz, H.: Über den Zusammenhang zwischen Fließgesetz und Fließbedingung. Ingenieur-Archiv, Vol. 34, Issue 3, 1965.
- [Li00] Li, M.; Brazill, R.L.; Chu, E.W.: Initiation and Growth of Wrinkling Due to Nonuniform Tension in Sheet Metal Forming. Experimental Mechanics, Vol. 40, No. 2, 2000.
- [Li95] Li, J.: Untersuchung der Wirkflächenreibung für die Finite-Elemente-Simulation der Massivumformung. Dissertation, RWTH Aachen, 1995.

- [Lie95] Liewald, M.; Thoms, V.: Verfahren und Vorrichtung für Ziehwerkzeuge. Mercedes-Benz AG, Deutsches Marken und Patentamt, Patent Nr. DE19504264A1, 1995.
- [Lie96a] Liewald, M.; Thoms, V.: Verfahren und Vorrichtung für Ziehwerkzeuge. Mercedes-Benz AG, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 195 04 264 A1, 1996.
- [Lie96b] Liewald, M.; Thoms, V.: Verfahren und Vorrichtung zum Streckziehen von Blechen. Mercedes-Benz AG, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 195 04 649 C1, 1996.
- [Lit64] Littlewood, M.; Wallace, J. F.: The effect of surface finish and lubrication on the frictional variations involved in the sheet-metal-forming process. Sheet Metal Industries, Vol. 41, 1964.
- [Loe04] Lösch, A.: Verfahren zur Materialflusssteuerung beim Tiefziehen von Blechen und Tiefziehwerkzeug. Nothelfer GmbH, Ravensburg, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 102 33 008 A1, 2004.
- [Lu09] Lu, H.; Ma, M.; You, J.; Li, Z.: Dent Resistance for Automobile Body Panels. Chinese Journal of Mechanical Engineering, Vol. 22, No. 6, 2009.
- [Lud09] Ludwik, P.: Elemente der technologischen Mechanik. Springer-Verlag, Berlin, 1909.
- [Ma11] Ma, N.; Sugitomo, N.: Development and Application of Non-linear Friction Models for Metal Forming Simulation. 8th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (NUMISHEET), Seoul, 2011.
- [Mae77a] Mäde, W.; Florl, W.; Sandner, H.; Wiener, W.; Langbein, W.; Stubenrecht, W.: Werkzeug zum Streckziehen. VEB Kombinat Umformtechnik Herbert Warnke, Erfurt, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DT 26 30 710 A1, 1977.
- [Mae77b] Mäde, W.; Florl, W.; Sandner, H.; Wiener, W.; Langbein, W.; Stubenrecht, W.: Verfahren zum Streckziehen und Werkzeug zur Ausführung des Verfahrens. VEB Kombinat Umformtechnik Herbert Warnke, Erfurt, Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DT 26 06 879 A1, 1977.
- [Mah12] Mahnken, R.: Lehrbuch der Technischen Mechanik - Statik: Grundlagen und Anwendungen. ISBN 978-3-642-21710-4, Springer-Verlag, Berlin, 2012.
- [Mai63] Maize, P. F.: Prestretch Forming Fixture for Drawing Die Press. The Cyril Bath Company, Solon, Ohio. U.S. Patent 3,113,607, 1963.
- [Mar02] Marciniak, Z.; Duncan, J. L.; Hu, S. J.: Mechanics of sheet metal forming. 2. Auflage. ISBN 0-7506-5300-0, Butterworth-Heinemann Verlag, Oxford, 2002.

- [Men11] Menzel, S.: Zur Berechnung von Klebverbindungen hybrider Karosseriestrukturen beim Lacktrocknungsprozess. Dissertation, Technische Universität Dresden, 2011.
- [Mer10] Merkel, M.; Öchsner, A.: Eindimensionale Finite Elemente: Ein Einstieg in die Methode. ISBN 978-3-642-04991-0, Springer-Verlag, Berlin, 2010.
- [Mis13] Mises, R. v.: Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, 1913.
- [Mos42] Moser, A.: Faltenhaltung für Bleche beim Ziehen. Henschel Flugzeugwerke A.G., Deutsches Patent- und Markenamt, Patent Nr. DE 723220, 1942.
- [Mue02] Müller, J.: Keramische Wirkflächen in Werkzeugen für die Blechumformung. Dissertation, Universität Stuttgart, 2002
- [Neu98] Neugebauer, R; Heidl, W.: Rückfederungsverhalten beim Umformen von Feinblechen. EFB-Forschungsbericht, Nr.109, Chemnitz, 1998.
- [Nin82] Nine, H.D.: The Applicability of Coloumb's Friction Law to Drawbeads in Sheet Metal Forming. American Society for Metals, Journal of Applied Metalworking, Vol.2, Nr. 3, 1982.
- [Oeh66a] Oehler, G.: Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge. 5., verbesserte und erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1966.
- [Oeh66b] Oehler, G.: Gestaltung gezogener Blechteile. 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1966.
- [Ost07] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. 2., neu bearbeitete und aktualisierte Auflage, ISBN 978-3-540-71196-4, Spribger-Verlag, Berlin, 2007.
- [Pac00] Pacher, G. C.; Putter, A. T.; Gillespy, K. A.: Method and Apparatus for Stretch-Forming and Shearing Sheet Metal. The Boeing Company Seattle, Washington, U.S. Patent 6,041,639, 2000.
- [Pap09] Papaioanu, A.; Schleich, R.; Liewald, M.: Improved Tool Development Process for Novel SCS-Technology for Aluminium Sheet Metal. 7th European LS-DYNA Conference, Salzburg, Austria, 2009.
- [Pap10a] Papaioanu, A.; Liewald, M.: Weiterentwicklung eines SCS Streck- und Tiefziehwerkzeuges zur Herstellung von Türaußenhautteilen. UTF Science, Meisenbach GmbH Verlag, Bamberg, 2010.
- [Pap10b] Papaioanu, A.; Liewald, M.: Further development of the SCS Stretch-Forming Technology with assistance of Forming Simulation. 13th International ESAFORM Conference on Material Forming, Brescia, Italy, 2010.

- [Pap11a] Papaioanu, A.; Liewald, M.: Study on SCS Process by Variation of Geometrical and Tribological Parameters of Forming Die. IDDRG Conference, Bilbao, Spain, 2011.
- [Pap11b] Papaioanu, A.; Liewald, M.: Influence of Pre-Stretching on Dent Resistance of Stretch Formed Parts. 10th ICTP Conference, Aachen, 2011.
- [Pap13] Papaioanu, A.; Liewald, M.: Servotechnologie im Pressenbau. wt Werkstattstechnik online, Springer-VDI-Verlag, Düsseldorf, 2013.
- [Pap14] Papaioanu, A.; Liewald, M.: SCS - Energy-efficient Process for Producing Outer Skin Panels for Car Bodies. NEBU Conference, Stuttgart, 2014.
- [Pei06] Peixinho, N.; Pinho, A.C.M: Dent resistance of aluminium and magnesium alloys. Proc. IMechE, Vol. 220, Part D, 2006.
- [Pfe97] Pfestorf, M.: Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 1997.
- [Pol97] Polen, L. A.: Jaw Assembly for Stretch Former. U.S. Patent 5,606,886, 1997.
- [Rei61] Reihle, M.: Ein einfaches Verfahren zur Aufnahme von Fließkurven von Stahl bei Raumtemperatur. Archiv für das Eisenhüttenwesen 32, 1961.
- [Rie97] Riehle, M.; Simmchen, E.: Grundlagen der Werkstofftechnik. ISBN 3-342-00667-6, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 1997.
- [Roe12] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. 4. Überarbeitete und erweiterte Auflage, ISBN 978-3-8348-1818-8, Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2012.
- [Roo11] Roos, E.; Maile, K.: Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung. 4., bearbeitete Auflage, ISBN 978-3-642-17463-6, Springer-Verlag, Heidelberg, 2011.
- [SAE04] SAE International: Standardized Dent Resistance Test Procedure. Society of Automotive Engineers, 2004.
- [Sak83] Sakai, H.; Saito, K.; Tsukada, H.: Stiffness and dent characteristics of body outer surface panel – finite element analysis and experiment. International Journal of Vehicle Design, Vol. 4, No. 1, 1983.
- [San10] Sanchez, L.R.: Modeling of springback, strain rate and Bauschinger effects for two-dimensional steady state cyclic flow of sheet metal subjected to bending under tension. International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 52, 2010.
- [San67] Sanson, M.: Die Blechumformung durch Streckziehpressen. TZ für praktische Metallbearbeitung, 61. Jahrgang, Heft 3, 1967.
- [Sch07a] Schäfer, T.: Verfahren zur hämmernden Blechumformung mit Industrieroboter. Dissertation, Universität Stuttgart, 2007.

- [Sch07b] Schleich, R.; Vlahovic, D.; Sindel, M.; Liewald, M.: Einfluss dehnungsabhängiger Werkstoffeigenschaften auf die Umformbarkeit von Blechwerkstoffen. Mat.-wiss. u. Werkstofftech., Wiley-VCH, Nr. 38, 2007.
- [Sch09] Schleich, R.; Albiez, C.; Papaioanu, A.; Liewald, M.: Untersuchung des Beulverhaltens von Aluminiumfeinblechlegierungen. UTFscience, I/2009, Meisenbach-Verlag, Bamberg, 2009.
- [Sch10] Schleich, R.: Entwicklung eines Versagensmodells für Aluminiumlegierungen zur prädiktiven Bestimmung von lastabhängigen Versagensfällen in der Blechumformung. Dissertation, Universität Stuttgart, 2010.
- [Sch96] N.N.: Handbuch der Umformtechnik. Schuler GmbH, ISBN 3-540-61099-5, Springer-Verlag, Berlin, 1996.
- [Sek03] Seksaria, D.C.; Brockenbrough, J.R.; Forsythe, L.E.: On Automotive Body Closure Panel Dent Resistance. SAE Technical Paper 2003-01-2856, Society of Automotive Engineers, 2003.
- [Sem88] Semiatin, S. L.: ASM Metals Handbook. Vol. 14: Forming and Forging. ISBN 0-87170-020-4, ASM International, 1988.
- [Shi03a] Shih, H.-C.; Horvath, C.D.: Effects of Material Bending and Hardening on Static Dent Resistance. SAE Technical Paper 2003-01-0605, Society of Automotive Engineers, 2003.
- [Shi03b] Shih, H.-C.; Shi, M.F.: Development of Dynamic Dent Resistance Testing Procedures. SAE Technical Paper 2003-01-0607, Society of Automotive Engineers, 2003.
- [Shi91a] Shi, M.F.; Meulemann, D.J.; Alaniz, C.L. et al.: An Evaluation of the Dynamic Dent Resistance of Automotive Steels. SAE Technical Paper 910287, Society of Automotive Engineers, 1991.
- [Shi91b] Shi, M.F.; Meuleman, D.J.; Alaniz, C. et al.: Prestrain Effects on Static Dent Resistance of Automotive Steels. SAE Technical Paper 910288, Society of Automotive Engineers, 1991.
- [Shi97] Shi, M.F.; Brindza, J.A.; Michel, P.F. et al.: Static and Dynamic Dent Resistance Performance of Automotive Steel Body Panels. SAE Technical Paper 970158, Society of Automotive Engineers, 1997.
- [Sie39] Siebel, E.: Handbuch der Werkstoffprüfung: Die Prüfung der metallischen Werkstoffe. Springer-Verlag, Berlin, 1939.
- [Spu12] Spur, G.; Hoffmann, H.; Neugebauer, R.: Handbuch Umformen. 2. Auflage, ISBN 978-3-446-42778-5, Carl Hanser Verlag, München, 2012.
- [Sri99] Sriram, S.; Speer, J.G.; Matlock, D.K.: Material and Design Factors Influencing the Quasi-Static Dent Resistance of Steel Body Panels. SAE Technical Paper 1999-01-0025, Society of Automotive Engineers, 1999.

- [Sta98] Staeves, J.: Beurteilung der Topografie von Blechen im Hinblick auf die Reibung bei der Umformung. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1998.
- [Sto88] Stoughton, T.B.: Model of Drawbead Forces in Sheet Metal Forming. 15th Biennial IDDRG Congress, Deadborn, 1988.
- [Swi52] Swift, H.W.: Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 1, 1952.
- [Tho01a] Thomas, D.: The Numerical Prediction of Panel Dent Resistance Incorporating Panel Forming Strains. University of Waterloo, 2001.
- [Tho01b] Thomas, D.; Hodgins, B.; Worskick, M.; Finn, M.J.; Gong, K.: Static and Dynamic Denting of Paint Baked AA6111 Panels: Comparison of Finite Element Predictions and Experiments. SAE Technical Paper 2001-01-3047, Society of Automotive Engineers, 2001.
- [Tom93] Tomita, Y.; Shao, H.: Buckling Behaviour in Thin Sheet Metal Subjected to Nonuniform Membrane-Type Deformation. *Advances in Plasticity and its Applications*, Elsevier Science Publishers B.V., 1993.
- [Tre64] Tresca, H. E.: Sur l'Écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences*, Paris, 1864.
- [Uji85] Ujihara, S.; Yoshizawa, T.: Streck-Ziehpresse. Nissan Motor Co., Ltd., Yokohama, Kanagawa, JP. Patent Nr. DE 32 04 941 C2, 1985.
- [Vad81] Vadhavkar, A.V.; Fecek, M.G.; Shah, V.C.; Swenson, W.E.: Panel Optimization Program (POP). SAE Technical Paper 810230, Society of Automotive Engineers, 1981.
- [Val92] Vallance, D.W.; Matlock, D.K.: Application of the Bending-Under-Tension Friction Test to Coated Sheet Steels. *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol.1, No.5, 1992.
- [Vla06a] Vlahovic, D.; Liewald, M.; Siegert, K. et. al.: Optimierung von Ziehteileigenschaften durch gezielte Vorverfestigung. Internationale Konferenz: Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, Stuttgart, 2006.
- [Vla06b] Vlahovic, D.; Liewald, M.: Vorrichtung zum ebenen Streckziehen von Werkstücken. Universität Stuttgart, Deutsches Patent und Markenamt, Patent Nr. DE 10 2006 047 484 A1, 2006.
- [Vla07a] Vlahovic, D.; Liewald, M.: Improvement of Car Body Outer Skin Properties Using New Sheet Metal Forming Technologies. 7th FKFS Symposium, Stuttgart, 2007.
- [Vla07b] Vlahovic, D., Schleich, R., Liewald, M.: Beulen von Feiblechen unter einachsiger Zugbeanspruchung. UTFscience, IV/2007, Meisenbach Verlag, Bamberg, 2007.

- [Vla07c] Vlahovic, D., Liewald, M.: Neue Technologieansätze zum Recken von Blechen - Entwicklung kostenoptimierter Werkzeugkonzepte. wt Werkstattstechnik online, Springer-VDI-Verlag, Heidelberg, 2007.
- [Vla07d] Vlahovic, D., Liewald, M.: Entwicklung neuer Bewertungsmethoden für Streckziehwerkzeuge. 25th CADFEM User's Meeting, Dresden, 2007.
- [Vla08a] Vlahovic, D.; Liewald, M.: Development of New Stretch-Forming Technologies for Car Body Outer Skin Panels. 8. Int. Stuttgarter Symposium Automobil- und Motorentechnik, Stuttgart, 2008.
- [Vla08b] Vlahovic, D., Liewald, M.: Benchmarking Methods for Short Cycle Stretch-Forming. 11th ESAFORM conference on material forming, Lyon, 2008.
- [Vla08c] Vlahovic, D., Liewald, M.: Neue Ansätze in der Streckziehtechnik. Internationale Konferenz: Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, Stuttgart, 2008.
- [Vla09] Vlahovic, D.: Neue technologische Ansätze zum kombinierten Recken und Tiefziehen von Außenhautbeplankungen aus Feiblech. Dissertation, Universität Stuttgart, 2009.
- [Voc48] Voce, E.: J. Inst. Metals, Vol.74, 1948.
- [Wag96] Wagoner, R. H.; Chenot, J.-L.: Fundamentals of metal forming. ISBN 0-471-57004-4, Wiley, 1996.
- [Wan82] Wang, N.M.: A Mathematical Model of Drawbead Forces in Sheet Metal forming. American Society for Metals, Journal of Applied Metal Working, Vol.2, No.3, 1982.
- [Wei12] Weißbach, W.: Werkstoffkunde: Strukturen, Eigenschaften, Prüfung. 18., überarbeitete Auflage, ISBN 978-3-8348-1587-3, Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2012.
- [Wer12] Werber, A.; Liewald, M.: Influence of pre-strain and heat treatment on mechanical properties of aluminum sheet. International Journal of Material Forming. Vol. 5, Issue 4, Springer-Verlag, 2012.
- [Wit80] Witthüser, K.-P.: Untersuchung von Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Hannover, 1980.
- [Wos82] Woska, R.: Einfluss ausgewählter Oberflächenschichten auf das Reib- und Verschleißverhalten beim Tiefziehen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1982.
- [Yos81] Yoshida, K.; Hayashi, H.; Niyachi, K., et. al.: Assessment of Fitting Behavior and Shape Fixation by Yoshida Buckling Test - Away to Overall Formability. International Symposium on New Aspects of Sheet Metal Forming, ISIJ, Japan, 1981.

- [Yut80] Yutori, Y.; Nomura, S.; Kokubo, I.; Ishigaki, H.: Studies on the static dent resistance. *Les Mémoires scientifiques de la Revue de métallurgie*, Vol. 77, No. 4, 1980.
- [Zie84] Zienkiewicz, O. C.: *Methode der finiten Elemente*. 2., erweiterte und völlig neu bearbeitete Auflage, ISBN 3-446-12525-6, Carl Hanser Verlag, München, 1984.

11 Curriculum Vitae

Persönliche Daten

Name	Apostolos Papaioanu
Geburtsdatum	10.07.1980
Geburtsort	Ostfildern
Staatsangehörigkeit	griechisch
Familienstand	verheiratet, 1 Tochter

Ausbildung

2002-2008	Studium der Fahrzeug- und Motorentechnik an der Universität Stuttgart Studienschwerpunkte: Fahrzeugtechnik, Karosseriebau Abschluss: Diplom-Ingenieur (Dipl.-Ing.)
1991-2001	Besuch des Gymnasiums in Plochingen Abschluss: Abitur

Beruflicher Werdegang

seit 2015	AIDA S.r.l., Pavone Mella (Italy) Sales Engineering Department Advanced Technology Manager
2013-2014	Daimler AG, Werk Sindelfingen Betriebsmittelbau Methodenplaner
2008-2013	Universität Stuttgart Institut für Umformtechnik Wissenschaftlicher Mitarbeiter

