

BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

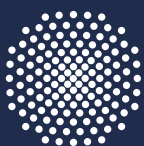
IFU

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

Dennis Hofmann

86

Ein Beitrag zur Charakterisierung
der Verbindungsfestigkeit von
flächigen Mehrschichtverbunden
in der Blechumformung



Universität Stuttgart

Ein Beitrag zur Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von flächigen Mehrschichtverbunden in der Blechumformung

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

von
Dennis Hofmann
aus Kreuztal/
Nordrhein-Westfalen

Hauptberichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA
Mitberichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Heinz Palkowski
Tag der mündlichen Prüfung: 29.05.2020

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart
2020

Dipl.-Ing. Dennis Hofmann
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

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

D93

ISBN 978-3-946818-11-3

Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart
Holzgartenstraße 17
70174 Stuttgart
www.ifu.uni-stuttgart.de
Printed in Germany

Geleitwort des Herausgebers

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

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

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

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

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

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

Mathias Liewald

Vorwort

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

Herrn Univ.- Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. M. Liewald MBA, Direktor des Instituts für Umformtechnik der Universität Stuttgart, danke ich für die Möglichkeit zur Promotion, das entgegengebrachte Vertrauen und die Unterstützung im Rahmen meiner wissenschaftlichen Arbeit. Zudem möchte ich mich für die Möglichkeit eines wissenschaftlichen Austausches mit der Ohio State University, USA, an der ich 6 Monate lang Forschungsthemen im Bereich der Blechumformung bearbeiten durfte, bedanken. Herrn Univ.- Prof. Dr.-Ing. Heinz Palkowski, Leiter der Arbeitsgruppe Werkstoffumformung an der TU Clausthal-Zellerfeld, danke ich für die Übernahme des Mitberichts meiner Arbeit.

Meinen Bürokollegen am Institut Herrn Dr.-Ing. Severin Hönle und Herrn Dipl.-Ing. Philipp Henn, mit denen ich viel gemeinsame Zeit verbracht habe, möchte ich herzlich für die wertvollen fachlichen, aber auch persönlichen Diskussionen danken.

Des Weiteren danke ich Herrn Dr.-Ing. Philipp Schmid, Herrn Dr.-Ing. Markus Singer, Herrn Dr.-Ing. Kim Riedmüller, Herrn Dipl.-Ing. Matthias Schneider, Herrn Dipl.-Ing. Klaus Drotleff und Herrn Dr.-Ing. Ranko Radonjic für die sehr gute Zusammenarbeit und fachlichen Gespräche in unserer Arbeitsgruppe am Institut.

Danken möchte ich ebenfalls Herrn Dr.-Ing. Droste (DOW Automotive) und Herrn Andre Stühmeyer (CADFEM) für deren fachliche und technische Unterstützung bei der Auslegung der numerischen Simulationen.

Großen Dank gebührt ebenfalls allen den von mir betreuten Studenten. Stellvertretend möchte ich hier Herrn Tobias Winzig nennen.

Zuletzt möchte ich meiner Freundin Marie, meinem Bruder André Hofmann, meinen Eltern und Großeltern für die unendliche Geduld während meiner Zeit „in der Schule“ danken. Ihnen widme ich diese Arbeit.

Stuttgart, im Juni 2020

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Erkenntnisse	3
2.1	Grundlagen der Umformtechnik	3
2.2	Mehrschichtverbunde aus Blech und deren Umformeigenschaften	17
2.3	Darstellung von flächigen Fügeverfahren.....	29
2.4	Integration von Funktionselementen in Mehrschichtverbunde.....	38
2.5	Finite Elemente Simulation in der Blechumformung	43
2.6	Ermittlung des Forschungsbedarfs zur Bestimmung der Verbindungsfestigkeit von flächigen Mehrschichtverbunden	50
3	Zielsetzung der Arbeit und methodisches Vorgehen.....	52
4	Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit kraftschlüssiger Mehrschichtverbunde.....	55
4.1	Mechanisch-technologische Kennwerte und Prüfmethode zur Charakterisierung von kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden	55
4.2	Ermittlung der Rückfederungskraft umgeformter Bauteile in Grundversuchen	75
4.3	Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Verbindungskraft nach dem Gemeinsamtiefziehen	83
4.4	Numerische Grundlagenuntersuchung zur Ermittlung der Verbindungskraft nach dem Gemeinsamtiefziehen	99
4.5	Sensitivitätsanalyse und Ableitung von Metamodellen zur Prognose der Verbindungskraft von gemeinsam umgeformten Bauteilen	116
4.6	Fazit zur Ermittlung der Verbindungskraft von flächig gefügten kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden.....	126
5	Integration von Funktionen in flächig kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde.....	128
5.1	Herstellbarkeit der funktionsintegrierten Verbunde	129
5.2	Bauteilfunktionalität der Mehrschichtverbunde	136
5.3	Fazit zur Integration von Funktionselementen in flächig gefügte Mehrschichtverbunde.....	139
6	Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit stoffschlüssiger Mehrschichtverbunde.....	140
6.1	Herstellung der Sandwichbleche	141
6.2	Kennwertermittlung für stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde.....	142

6.3	Numerische Simulation und inverse Parametrisierung der Klebstoffkennwerte von Sandwichblechen auf Basis der experimentellen Grenzkurve.....	154
6.4	Validierung der Delamination in der Zwischenschicht an bauteilähnlichen Geometrien.....	157
6.5	Fazit zur Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von flächig gefügt stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden	160
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	161
8	Anhang.....	165
9	Literaturverzeichnis	180
10	Curriculum Vitae.....	200

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen	Name	Einheit
A_0, A	Anfangsprobenquerschnitt, Aktueller Probenquerschnitt	mm ²
a	Risslänge	mm
b	Breite (Probe/Prüfeinrichtung)	mm
$E_{(0)}, E_A$	Elastizitätsmodul, gesättigter E-Modul	GPa
F	Kraft	N
f_i	Volumenanteil	-
F_R, F_N, F_K	Reibungskraft, Normalkraft, Kontaktkraft	N
G	Öffnungsmaß	mm
$G_I; G_{II}$	Bruchenergie Modus I und II	N/mm
k	Steifigkeit	N/mm
k_f	Fließspannung	N/mm ²
l_0	Ausgangslänge der Probe	mm
PWRT/PWRS	Schub-/Zugspannungsexponent (<i>Power Law Tension/Shear</i>)	-
p, p_0	Kontaktnormalspannung, Flächenpressung	N/mm ²
Q	Oberflächenkonditionierung	g/mm ²
R_a, R_z	Mittlere Rauheit, Rauhtiefe	-
$R_m, R_{p0,2}$	Zugfestigkeit, Streckgrenze	MPa
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
s_0	Blechdicke	mm
v	(Zieh-) Geschwindigkeit	mm/s
α	Winkel	°
β	<i>Bauschinger</i> -Koeffizient	-
δ	Verschiebung	mm
$\varepsilon, \varepsilon_{el}, \varepsilon_{pl}$	Dehnung, elastische Dehnung, plastische Dehnung	-
μ, μ_0	Reibungszahl, Referenzreibungszahl	-
$\sigma, \sigma_{max}, \sigma_s$	(Zug/Druck-) Spannung, maximale Zugspannung, Sättigungsspannung	MPa
τ, τ_{max}	(Schub-) Spannung, maximale Schubspannung	MPa
φ_i	Umformgrad	-
Δ	Risslängenkorrekturfaktor	-

Abkürzung	Name
Al	Aluminium
ASTM	American Society for Testing and Materials
CBR	Corrected Beam Theory
CLS	Crack Lap Shear
CT	Computertomographie
Cu	Kupfer
CoP	Coefficient of Prognosis
ECM	Experimental Compliance Method
FLC/FLD	Forming Limit Curve/Forming Limit Diagramm
FOSTA	Forschungsvereinigung Stahlanwendung
DCB	Double Cantilever Beam
DMS	Dehungsmessstreifen
DoE	Design of Experiment
ENF	End Notched Flexure
HET	Hole Expansion Test
HFÄ	Hauptformänderung
KTL	Kathodische Tauchlackierung
MAT	Materialmodell in <i>LS-Dyna</i>
MFC	Macro Fiber Composite
MoP	Model of Optimal Prognosis
MSV	Mehrschichtverbund
NFÄ	Nebenformänderung
Ni	Nickel
OFAT	One Factor at a Time
PE/PP/PET	Polyethylen/Polypropylen/ Polyethylenterephthalat
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat
RT	Raumtemperatur
SBT	Simple Beam Theory
SFB	Sonderforschungsbereich
SPP	Schwerpunktprogramm
TDCB	Tapered Double Cantilever Beam

Kurzfassung

In der Automobil- und Luftfahrtindustrie werden verstärkt maßgeschneiderte Produkte bzw. Halbzeuge eingesetzt, um die anspruchsvollen Vorgaben in Bezug auf Leichtbaupotential, Materialeinsparung und Energieeffizienz zu erfüllen. Neben *Tailor Welded Blanks* und *Tailored Rolled Blanks* gehören auch die Mehrschichtverbunde zur Gruppe dieser maßgeschneiderten Produkte, welche die Vorteile einer geringen Dichte mit schall- bzw. vibrationsdämpfenden Eigenschaften vereinen. Der Einsatz von Mehrschichtverbunden, insbesondere der kraft- und stoffschlüssig gefügten Doppelplatinen und Sandwichbleche, findet jedoch derzeit noch wenig Akzeptanz in industriellen Produkten. Der Grund dafür besteht in der bisher unzureichenden Auslegung und Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit dieser Halbzeuge.

Die Zielsetzung dieser Arbeit besteht daher einerseits in der Charakterisierung und Auslegung der Verbindungsfestigkeit von kraft- und stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden in der Blechumformung und andererseits in der systematischen Entwicklung von Möglichkeiten zur Funktionsintegration in kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde.

Im ersten Teil der Arbeit werden die mechanisch technologischen Kennwerte aus Grund- und Modellversuchen für die numerische Simulation von kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden aus Blechen erarbeitet. Diese Kennwerte werden sowohl für die Umformung der Verbunde als auch für die Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit verwendet. Für die numerischen Berechnungen des Kraftschlusses zwischen den Bauteilen nach der Umformung werden in diesem Teil der Arbeit insbesondere das tribologische System zwischen den beiden Platinen nach dem Umformen und die kinematische Verfestigung des Blechwerkstoffs charakterisiert. Aufbauend darauf wird die Rückfederungskraft von monolithischen Blechwerkstoffen analytisch, numerisch und experimentell ermittelt, um das Potential zum flächigen Fügen von Platinen durch gemeinsames Umformen, welches als *Gemeinsamtiefziehen* bezeichnet wird, bewerten zu können. Beim *Gemeinsamtiefziehen* werden zwei Platinen ohne Verwendung von zusätzlichen Verbindungselementen sowie thermischer und chemischer Verbindung von deren Oberflächen gemeinsam miteinander tiefgezogen, sodass eine flächige Verpressung entstehen kann, wenn die Zargenbereiche senkrecht stehende Flächenanteile aufweisen. Konische Bauteile übertragen beispielsweise keine oder nur geringe Verbindungsfestigkeiten. Die Verbindungsfestigkeit, welche durch eben diese flächige Verpressung durch *Gemeinsamtiefziehen* entsteht, wird anschließend experimentell analysiert und die werkstoff-, prozess- und bauteiltechnischen Einflussfaktoren werden quantifiziert. Die Verbindungsfestigkeit der gemeinsam tiefgezogenen Mehrschichtverbunde wird weiterhin durch numerische Grundlagenuntersuchungen analysiert, um die erzeugte Verbindungsfestigkeit ohne aufwendige experimentelle Grundsatzuntersuchungen vorhersagen zu können. Grundlage der Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit stellen FEM-Berechnungen aus Schalen- und Volumenelementen dar, welche aus einer Mehrstufensimulation aufgebaut werden. Durch strukturmechanische Simulationen kann zusätzlich der Ein-

fluss von der Struktursteifigkeit in Abhängigkeit von der Verbindungsfestigkeit aufgezeigt werden. Abschließend wird ein empirisch-numerisches Prognosemodell zur Vorhersage der Verbindungsfestigkeit von gemeinsam tiefgezogenen Mehrschichtverbunden für rotations-symmetrische Bauteile abgeleitet und validiert. Dieses Modell gilt für die in dieser Arbeit aufgestellten Randbedingungen (z.B. annähernd senkrechte Zarge des Bauteils).

Im zweiten Teil der Arbeit wird das *Gemeinsamtiefziehen* auf mögliche industrielle Anwendungen übertragen. Neben dem Fügeprozess des *Gemeinsamtiefziehens* werden Versteifungs- bzw. Befestigungselemente einstufig in den Mehrschichtverbund integriert, sodass Montagezeiten verkürzt, Hilfsfügeelemente (z.B. Nieten) substituiert und Zusatzfunktionen (z.B. Drehmomentübertragung) geschaffen werden. Die im Rahmen dieser Arbeit hergestellten kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde können beispielsweise ein Drehmoment in *Fail-Safe*-Anwendungen bis zu 80 Nm übertragen (vgl. Kap.5).

Im dritten Teil dieser Arbeit wird die Ermittlung der Verbindungsfestigkeit von stoffschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden (Sandwichbleche) betrachtet, da die zuvor betrachteten kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunde aufgrund der Reibungskräfte nur begrenzte Verbindungsfestigkeiten erreichen. Nachteile dieser Verbunde bestehen in der ungenauen numerischen Vorhersagbarkeit des Versagens der Klebstoffzwischen-schicht, sowie in der aufwendigen Kennwertermittlung und der Charakterisierung des Delaminationsverhaltens. Aus diesem Grund wird eine neue inverse Methodik zur Kennwertermittlung von Sandwichblechen auf Basis eines mehrachsigen Laborversuchs vorgestellt. Diese Vorgehensweise ermöglicht eine präzise Vorhersage des Zwischenschichtversagens von dünnen Klebschichten in Sandwichblechen in der Blechumformung.

Der wesentliche Erkenntnisgewinn dieser Arbeit besteht daher einerseits in der Vorhersage der Verbindungsfestigkeit zweier gemeinsam umgeformter Platinen nach der Umformung und andererseits in der verbesserten Vorhersage des Zwischenschichtversagens von dünnen Klebschichten. Die mit dieser Arbeit vorliegenden neuen Vorhersagemöglichkeiten, insbesondere im Bereich der kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunde, bieten langfristig neue Konstruktions- und Auslegungsmöglichkeiten für flächig zu fügende Blechbauteile.

Die in dieser Arbeit durchgeführten Grundlagenuntersuchungen sollten zukünftig dazu verwendet werden, um die Verbindungsfestigkeit von komplexeren Bauteilen vorherzusagen. Eine Kombination aus Form- und Kraftschluss kann dabei die übertragbare Verbindungskraft erhöhen. Denkbar sind beispielweise Anwendungen aus dem Design-, Verpackungs- oder Korrosionsschutzbereich, welche keine großen mechanischen Beanspruchungen der Bauteile in der Betriebs- und Nutzungsphase erfahren und unterschiedliche Ansprüche an die Funktion von innerem und äußerem Bauteil fordern.

Abstract

Tailor-made products are increasingly being used to meet the demanding requirements in terms of lightweight design, material savings and energy efficiency in the automotive and aviation industry. One of those tailor-made products is multi-layer composites, which combine the advantages of low density with sound- and vibration-damping properties. However, the use of multi-layer composites, in particular force-fit joints and adhesive bonds (double blanks and sandwich sheets), is not yet widely accepted in industrial applications, as the design and characterization of the joining strength does not exist or cannot be predicted accurately yet.

On the one hand, the objective of this work is to develop standards, test procedures and key indicators for the characterization and design of the joining strength of force-fit and adhesive multi-layer composites in sheet metal forming, and on the other hand to characterize possibilities for functional integration of stiffening elements and fasteners in force-fit multi-layer composites.

In the first part of this thesis, the mechanical parameters are determined by fundamental experiments to simulate force-fit joints in sheet metal forming. Therefore, the tribological system between two sheets and the kinematic hardening emerging when forming metallic sheets, which are required for a precise parameterization of the simulation models, are analyzed in detail. Based on this, the springback forces of monolithic sheets are determined analytically, numerically and experimentally in order to evaluate the potential for flat joining of different metal sheets, which is called joining of double blanks by deep drawing (DBDD). The joining of double blanks by deep drawing is a new joining method, where two single layer blanks are deep drawn together to manufacture a flat-joined composite. The joining strength, which results from the different springback of inner and outer sheet metal component after DBDD, is then analyzed experimentally in terms of factors influencing material, process and design. The joining strength of the multi-layer composites manufactured by DBDD is also analyzed by numerical investigations. The characterization of the joint strength is based on FEM calculations using multi stage simulations with shell and volume elements. Additionally, structural-mechanical simulations can also be used to show the influence of the part stiffness as a function of the joining strength. Finally, an empirical-numerical prediction model is derived and validated to predict the joining strength of the double blanks manufactured by DBDD for rotationally symmetric parts.

In the second part of this thesis, the DBDD is transferred to possible industrial applications. In addition to the joining process of the two different materials, stiffening and fastening elements are integrated into the multi-layer composites in one forming operation, so that assembly times are shortened, auxiliary joining elements (e. g. rivets) are substituted and additional functions (e. g. torque transfer) are created. For example, force fit joints can transmit a torque of up to 80 Nm in fail-safe applications.

In the third part of this thesis, the determination of the bond strength of adhesive bonds in sandwich sheets is investigated, since force-fit joints only achieve a limited joining strength due to the frictional forces between the sheets. A major disadvantage of these composites is the inaccurate numerical prediction of the failure of the adhesive interlayer, especially in the determination of the delamination behavior and the simulation parameters. Therefore, a new inverse method for the improved determination of simulation parameters of sandwich sheets based on a multi-axis laboratory test is presented. This approach allows a more precise prediction of the interlayer failure of thin adhesive layers of sandwich sheets in sheet metal forming.

The essential knowledge gained by this work consists on the one hand in the prediction of the joining strength of two formed blanks after forming and on the other hand in the improved prediction of the interlayer failure of thin adhesive layers. The new possibilities in the prediction of the joining strength, especially in the field of force-fit composites, offer new design and dimensioning opportunities for surface joining of sheet metal components.

In the future, the geometry of joined deep-drawn parts can be optimized in such a way that further mechanical joining processes can be completely dispensed with. It is conceivable that applications in the fields of design, packaging or corrosion protection would be possible if the mechanical stress on the parts in the operational stage is low. A basic example might be an acidic container, which requires chemical resistance, joining strength and lightweight construction. Furthermore, joined deep-drawn parts have very good damping properties. The characterization of this damping behaviour as a function of the forming process, part geometry and material selection also represents an insufficiently answered question.

1 EINLEITUNG

Einen wesentlichen Erfolgsfaktor für zukunftsweisende Leichtbaulösungen metallischer Bauweisen in der Mobil- und Haushaltstechnik stellt die Synthese bzw. Integration von fortschrittlicher Konstruktionstechnik, weiterentwickelten Fertigungsverfahren mit Leichtbauwerkstoffen und die Integration von sensorischen und aktorischen Bauteilen in Blechbauteile dar [Lie16a]. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, entstehen verstärkt maßgeschneiderte, funktionale Produkte mit angepassten Eigenschaften.

Mehrschichtverbundbleche verbinden die Vorteile unterschiedlicher Werkstoffe mit den Eigenschaften eines geringen Gewichts, einer relativ hohen Biegesteifigkeit und einer verbesserten Schall- bzw. Vibrationsdämpfungseigenschaft. Das verbesserte akustische Abstrahlvermögen wird durch die Verwendung von visko-elastischen Zwischenschichten (Sandwichblechen) oder Schallentkopplung der beiden Bleche (Doppelplatinen) erreicht und wurde in zahlreichen wissenschaftlichen Publikationen untersucht [Kes97, Pal05, Mil07, Nut08, Buh14, Bol14]. Bild 1-1 zeigt exemplarisch zwei in der Industrie eingesetzte Mehrschichtverbundprodukte mit schallabsorbierenden Eigenschaften: a) Stirnwand einer modernen Karosserie, welche aus Sandwichblech hergestellt wurde und b) ein Statorgehäuse eines Elektromotors, welches aus einer Doppelplatine ebenfalls aus Gründen der Körperschallabsorption gefertigt wurde.



Bild 1-1: a) Stirnwand aus Sandwichblech (Bondal M) [Thy09];
b) Statorgehäuse (Doppelplatine) [Ern17]

Der effektive Einsatz von körperschalldämpfenden Mehrschichtverbunden aus Blech erfordert eine kontinuierliche Ausarbeitung von Prüfverfahren und Richtlinien für Technologie, Qualitätssicherung, Konstruktion, Berechnung, Montage, Reparatur und Recycling [Alt96]. Diesem Grundsatz folgend werden in dieser Arbeit zum einen Prüfverfahren und Kennzahlen zur Charakterisierung von kraft- und stoffschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden, zum anderen Modelle und Hilfsmittel zur Prognose bzw. Vorhersage der Verbindungsfestigkeit solcher Verbunde vorgestellt. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich zudem mit der Fragestellung, inwiefern das neue umformtechnische Verfahren des flächigen Fügens von Mehrschichtverbunden mit der Integration von Funktionselementen in das umgeformte Bauteil kombiniert werden kann, um die Bauteilfunktionalität nach der Umformung ohne zusätzlichen Montageaufwand zu erweitern.

Im ersten Teil der Arbeit wird ein neues, als *Gemeinsamtiefziehen* bezeichnetes Fügeverfahren, in Bezug auf die dadurch erzeugte Verbindungsfestigkeit des Verbundes nach der Umformung quantifiziert. Das physikalische Wirkprinzip basiert dabei auf der flächigen Verpressung von zwei umgeformten Bauteilen mit unterschiedlichen Rückfederungsbeträgen. Die Auslegung der Verbindungsfestigkeit der Bauteile aus solchen Verbunden beruht auf Modell- und Grundlagenversuchen, welche Kennzahlen für die numerische Simulation des Auszugsversuchs (Charakterisierungsversuch), liefern. Im Rahmen der Arbeit wird auch ein bauteilspezifisches Prognosemodell zur Vorhersage der Verbindungsfestigkeit der gemeinsamumgeformten Bauteile entworfen. Abschließend erfolgt die Übertragung der Ergebnisse auf weitere Bauteilgeometrien und Blechwerkstoffe auf Basis experimenteller Untersuchungen (vgl. Kapitel 4).

Im zweiten Teil der Arbeit wird ein praxisnahes Beispielbauteil als Anwendungsfall für das im ersten Teil quantifizierte *Gemeinsamtiefziehen* vorgestellt. Das *Gemeinsamtiefziehen* wird darüber hinaus verwendet, um Funktionselemente in die flächig gefügten Bauteile zu integrieren. Beispielfhaft wurden Versteifungs- und Befestigungselemente einstufig integriert, um die Bauteilfunktionalität (Drehmomentübertragung) sowohl numerisch als auch experimentell zu ermitteln (Kapitel 5).

Im dritten Teil der Arbeit werden die Überlegungen auf stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde erweitert, da kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde Schwächen bei der Kraftübertragung, insbesondere in Schubrichtung, zeigen. Die Kraftübertragung kann durch solche stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde, welche in dieser Arbeit als Synonym für Sandwichbleche verwendet wird, erhöht werden, weist jedoch den großen Nachteil einer auftretenden Delamination während des Umformvorgangs auf. Die Ermittlung von Kennwerten zur numerischen Modellierung solcher Delaminationseffekte wurde daher ebenso behandelt. Es wurde eine neue Delaminationsgrenzkurve zur Vorhersage des Zwischenschichtversagens von Sandwichblechen ($s_0=0.8$ mm) mit dünnen Zwischenschichten aus Klebstoff ($s_0=100$ μm) experimentell ermittelt und daraus folgend eine inverse Optimierung der Klebstoffkennwerte auf Basis von bruchmechanischen Kennwerten durchgeführt, welche für die Parametrisierung des Simulationsmodells (Umformprozess des Sandwichblechs) benötigt werden. Somit konnte schließlich die Vorhersagegenauigkeit für das Zwischenschichtversagen von geklebten Sandwichblechen verbessert werden (vgl. Kapitel 6).

Der wesentliche Erkenntnisgewinn dieser Arbeit besteht daher einerseits in der Vorhersage der Verbindungsfestigkeit zweier gemeinsam umgeformter Platinen nach der Umformung und andererseits in der verbesserten Vorhersage des Zwischenschichtversagens von dünnen Klebeschichten. Somit entstehen neue Konstruktions- und Auslegungsmöglichkeiten für flächig fügbare Blechbauteile in der Umformtechnik.

2 STAND DER ERKENNTNISSE

In diesem Teil der Arbeit werden ausgewählte, zum Verständnis der Arbeit beitragende, umformtechnische Grundlagen, charakteristische Größen von flächigen Fügeverbindungen und Mehrschichtverbunden (Sandwichblech und Doppelplatte), die Integration von Funktionselementen in Blechbauteile sowie die Grundlagen der Finiten Elemente Methode im Bereich der Modellierung von Mehrschichtverbunden erläutert.

2.1 Grundlagen der Umformtechnik

Die formgebenden Verfahren zählen laut DIN 8580 zur Hauptgruppe 2 der Fertigungsverfahren. „Umformen“ ist demnach eine plastische Änderung der Form, der Eigenschaften und der Oberfläche eines metallischen Werkstoffes, wobei sowohl die Masse als auch der Stoffzusammenhalt beibehalten werden [DIN03a]. In diesem Kapitel sollen ausschließlich die für diese Arbeit relevanten umformtechnischen Themen dargestellt werden.

2.1.1 Relevante Begriffe und Kenngrößen der Umformtechnik

Fließkurve

Bild 2-1 zeigt eine Spannungs-Dehnungs-Kurve, wie sie u.a. für kubisch-flächenzentrierte, reine Metalle (Al, Cu, Ni) oder legierte Stähle typisch ist. Der Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich erfolgt meist kontinuierlich. Der weitere Anstieg der Spannung ist auf die Verfestigung des Werkstoffes zurückzuführen [Bru14]. Im Laufe der Umformung entstehen fortlaufend neue Versetzungen, die sich gegenseitig in ihrer Bewegung zunehmend behindern.

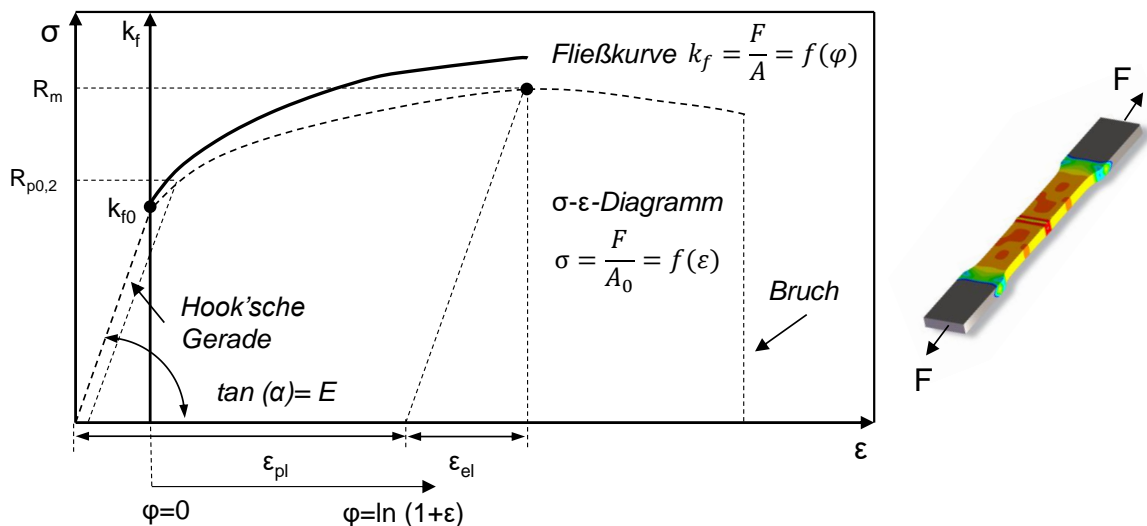


Bild 2-1: Prinzipielle Darstellung eines Spannungs-Dehnungs-Diagramms und einer Fließkurve aus dem Flachzugversuch nach DIN 50125 [Doe16]

Im Zugversuch werden Spannungs-Dehnungskurven (vgl. Bild 2-1) ermittelt, die das Materialverhalten bei homogener, einachsiger Zugspannung wiedergeben. Da zur Ermittlung der Spannung σ und der Dehnung ε jeweils die Ausgangswerte der Probenquerschnittsfläche A_0 und Probenlänge l_0 und nicht die tatsächlichen, momentanen Werte herangezogen werden, stellt die Spannungs-Dehnungs-Kurve nicht den realen Verlauf der Spannung dar [Lan93; Doe16]. Zur Charakterisierung von Werkstoffen wird daher meist die Fließkurve verwendet, welche die reale bzw. sich aktuell während der Belastung einstellende Querschnittsfläche der Probe berücksichtigt.

Grenzformänderungsdiagramm

Eine eindeutige und vergleichbare Charakterisierung der Umformbarkeit eines Werkstoffes kann jedoch nicht ausschließlich mithilfe des einachsigen Flachzugversuchs nach DIN 50125 durchgeführt werden, da in der Blechumformung komplexere Spannungszustände im Bauteil vorliegen. Insbesondere für die Blechumformung hat sich daher die Beschreibung der Umformbarkeit eines Blechwerkstoffs mittels der genormten Grenzformänderungskurve (ISO12004-2) durchgesetzt [Lie13]. Die Grenzformänderungskurve beschreibt die von einem Werkstoff maximal ertragbare Formänderung zu Beginn des Werkstoffversagens im ebenen Dehnungsraum und grenzt sich somit von dem einachsigen Spannungszustand ab. Die Grenzkurven werden sowohl für die Validierung der Umformsimulation als auch für die Bewertung der Prozesssicherheit von Umformprozessen verwendet.

Keeler und Goodwin haben daher mithilfe des Liniennetzverfahrens (ortsabhängig) erste Untersuchungen zum Versagen von Blechwerkstoffen unter zweiachsiger Beanspruchung mithilfe taillierter Blechproben durchgeführt und daraus das Grenzformänderungsschaubild (engl. *Forming Limit Diagram, FLD*), welches in Bild 2-2 dargestellt ist, abgeleitet [Kee61, Goo68]. Dies repräsentiert das Umformvermögen eines spezifischen Werkstoffes im ebenen Dehnungsraum bei verschiedenen

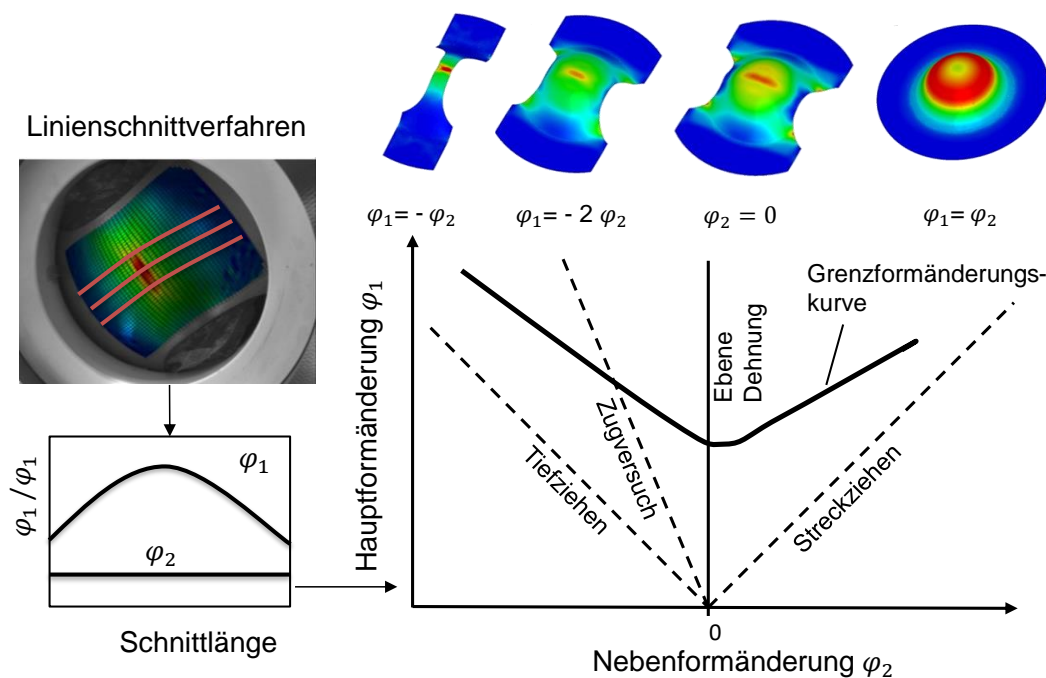


Bild 2-2: Ermittlung der Grenzformänderungskurve mithilfe des Linienschnittverfahrens [DIN08]

Haupt- und Nebenformänderungsverhältnissen (φ_1 und φ_2). Die erreichbare Grenzformänderung entspricht dem Formänderungsvermögen eines solchen Werkstoffs für den Fall der monotonen, nicht unterbrochenen Belastung für ein konstantes Verhältnis (φ_1 / φ_2). In der Praxis wird dieser Wert aufgrund von Materialinhomogenität und anderen Effekten in der Regel nicht erreicht.

Zur Ermittlung der FLC werden meist der *Marciniak*- bzw. der *Nakajima*-Versuch eingesetzt (vgl. [Nak68; Mar73]). Hierbei werden Probengeometrien mit unterschiedlichen Umrissen mithilfe eines Halbkugel- bzw. eines Napfstempels bis zum Versagen der Probe umgeformt. Die unterschiedlichen Probengeometrien, die sich hauptsächlich in der Breite des Probenstegs (vgl. Bild 2.2) unterscheiden, erzeugen während des Umformens in der Zone der Polkappe verschiedene Spannungszustände. Die lokalen Formänderungen werden während des Versuchs messtechnisch erfasst (z.B. durch optische Messsysteme). Die ertragbaren Haupt- und Nebenformänderungen werden im letzten Zeitschritt vor dem Riss der Probe ermittelt und auf die zulässigen Formänderungen zu Beginn der Einschnürung zurückgerechnet. Aus den Ergebnissen jedes Probentyps wird die maximal mögliche Formänderung bis zum Einschnüren im Grenzformänderungsdiagramm (FLD) durch das Wertepaar aus Haupt- und Nebenformänderung dargestellt. Die FLC entsteht in Näherung durch Verbinden dieser Punkte [DIN08].

Die klassische FLC gilt jedoch nur für lineare Dehnpfade unter homogener Lastapplikation [Nak68]. In realen Blechumformprozessen mit sequentieller Prozessführung treten jedoch nichtlineare Dehnpfade auf, welche die Grenzformänderungskurve verschiebt. Eine Verschiebung der Grenzformänderung infolge von überlagerter Biegung und Scherung wurde in [Emm08; Hel09] für Stahlwerkstoffe festgestellt. Ansätze zur Beschreibung von nicht-linearen FLCs für Aluminiumblechwerkstoffe finden sich in [Wer14]. Neuere Arbeiten von *Merklein* nutzen eine Mustererkennungsmethode zur verbesserten Charakterisierung des Versagensverhaltens von Blechwerkstoffen. Voraussetzung für die Entwicklung der Methode bildet die metallographische Analyse, die materialphysikalische Beschreibung und die Klassifizierung unterschiedlicher Versagensstadien in Abhängigkeit vom Werkstoff sowie vom Spannungs- und Formänderungszustandes [Mer18].

2.1.2 Grundlagen des Tiefzieh-, Stülp- und Kragenziehens

Das „Tiefziehen“ dient der Massenproduktion von einseitig offenen Hohlkörpern aus Blech, die etwa im Fahrzeugbau oder in der Verpackungsindustrie verwendet werden. Es beschreibt die Formgebung eines einseitig offenen Hohlkörpers aus einem ebenen Blechzuschnitt [Doe16]. Gemäß DIN 8584 wird das Tiefziehen den Zugdruckumformverfahren zugeordnet, wobei keine Blechdickenänderung prozessseitig beabsichtigt wird. Für das Tiefziehen mit Werkzeugen (vgl. Bild 2-3a) sind ein Stempel und ein Ziehring (Matrize) erforderlich. Darüber hinaus wird ein Blechhalter verwendet, um Falten erster Art im Flanschbereich zu verhindern und eine Rückhaltung des Platinenrandes zu gewährleisten. Zu Beginn des Prozesses wird die Platine zwischen Blechhalter und Matrize eingespannt. Nachfolgend setzt der Stempel auf dem Blech auf und erzeugt einen biaxialen Spannungszustand, was eine unvermeidbare Blechdickenreduktion in der Bauteilfläche nach sich zieht. Diese Ausdünnung findet an dem kleineren Radius statt, entweder

dem Ziehringradius r_M oder am Stempelradius r_{St} [Doe16]. An dieses Streckziehen schließt sich der eigentliche Tiefziehprozess mit Ausbildung der Ziehteilzarge an. Im Flanschbereich setzt eine Aufdickung des Blechwerkstoffs aufgrund der tangentialen Druckspannungen ein, um einen Werkstofffluss in Richtung Zarge zu bewirken. Das Tiefziehen zählt somit zu den Verfahren mit mittelbarer Krafteinwirkung, da die Kraft mit dem Stempel eingeleitet und von der Zarge bis zur Umformzone (Flanschbereich) übertragen wird.

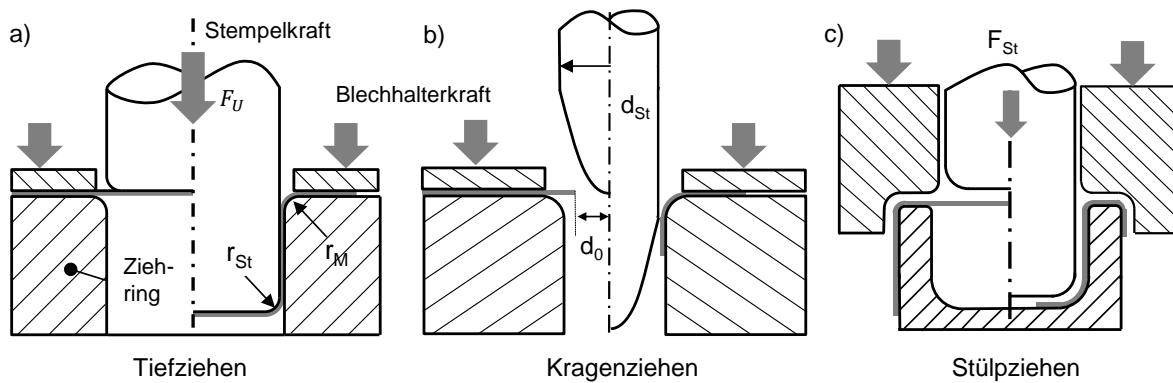


Bild 2-3: Prinzipdarstellungen für a) Verfahren des Tiefziehens; b) Verfahren des Kragenziehens; c) Verfahren des Stülpziehens

Unter „Kragenziehen“ (vgl. Bild 2-3b) versteht man das Anbringen von in sich geschlossenen Rändern (Kragen) an in der Regel ausgestanzten Innenkonturen, welche sich in ebenen als auch gewölbten Bauteilflächen befinden können. Die Kragen werden dabei im Allgemeinen als Vorstufe für Gewinde oder das Einpressen von Bolzen verwendet. Auch das Kragenziehen unterliegt Prozessgrenzen, welche durch das Aufweitverhältnis der vorgestanzten Lochkante charakterisiert wird. Die Beanspruchungsverhältnisse beim Kragenziehen stellen sich jedoch anders als beim klassischen Tiefziehen dar. Während beim Tiefziehen durch die Reduzierung des Außendurchmessers eine Stauchung des Blechwerkstoffs im Flanschbereich auftritt, liegt beim Kragenziehen primär eine Dehnung durch die Aufweitung des Lochdurchmessers vor, sodass eine Erhöhung der Prozessgrenze zu einer unbeabsichtigten Reduzierung der Blechdicke führt [Lie13, Sie15]. Um einen rißfreien Kragen zu erhalten, muß vor Beginn des Aufweitens eine möglichst glatte, unverfestigte Oberfläche in das Blech eingebracht werden. Das Bohren des Loches ergibt dabei eine glattere Lochwand und eine geringere Kaltverfestigung des Randes als das Scherschneiden und führt daher zu höheren Grenzaufweitverhältnissen. Verfestigung der Scherfläche, Grat und Restbruchrauheit begünstigen bei geschnittenen Vorlöchern das Aufreißen des Kragens [Lie09b]. Zur Beurteilung dieser Kantenrissensitivität wird oftmals der Aufweitversuch (*engl. Hole Expansion Test*) eingesetzt [Bra11, Atz12]. Neuere Arbeiten von *Storms* zeigen, dass ein laserunterstütztes Kragenziehen, bei welchem das Blech lokal erwärmt wird, die Aufweitverhältnisse steigern konnte. Durch werkstoffspezifische Erwärmungsparameter war eine Reduzierung des Vorlochdurchmessers von 8 mm auf 3 mm bei gleicher Kragenhöhe möglich. Das entspricht einer Steigerung des fehlerfreien Aufweitverhältnisses um mehr als 260 %, ohne die Schnittflächenqualität des Vorlochs durch eine Nachbearbeitung erhöhen zu müssen [Sto15].

Beim „Stülpziehen“ (vgl. Bild 2-3c) greift ein zweiter Stempel, welcher dem vorlaufenden Hauptstempel entgegenwirkt, ein. Beim Stülpziehen wird prinzipiell zwischen freiem Stülpziehen und werkzeuggebundenem Stülpziehen unterschieden. Ein wesentlicher Vorteil des Stülpzuges ist die einstufige Herstellbarkeit von Blechbauteilen, sodass weitere Transport- und Umformhübe vermieden werden können, jedoch zwei Stempelbewegungen notwendig sind [Lie13]. Beim Stülpziehen ist nicht nur das Ziehverhältnis maßgeblich, sondern auch die gewählten geometrischen Randbedingungen (z.B. die Radien), welche zu Bauteilrissen führen können. Für das Weiterziehverhältnis werden Werte von 1,3 bis 1,7 angegeben [Lan93; Doe16].

2.1.3 Rückfederung von umgeformten Bauteilen aus Blech

Der Begriff der Rückfederung beschreibt eine reversible Formänderung eines Bauteils oder einer Baugruppe durch das Entlasten von äußeren Kräften nach der Umformung. Rückfederung tritt grundsätzlich bei allen Verfahren der Blechumformung und somit auch bei der Herstellung von Karosserieteilen in mehr oder weniger starker Ausprägung in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren auf. Aufgrund der im Allgemeinen recht hohen geometrischen Komplexität von Karosserieziehtteilen spielt die Rückfederung im Vergleich zu anderen Anwendungen hier eine besonders große Rolle [Rol11].

Die Einflussfaktoren auf die Rückfederung sind hinreichend bekannt und wurden in diversen Arbeiten bereits beschrieben [Rol11; Lie16b; Lie17]. Bild 2-4 stellt die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Rückfederung von Blechbauteilen zusammengefasst dar. Neben den werkstofftechnologischen Parametern [Alb08], welche primär vom Elastizitätsmodul und der Fließspannung des Blechwerkstoffs abhängig sind, korreliert die Rückfederung auch mit der Bauteilgeometrie und den verwendeten Verfahrensparametern [Rol04]. Auch die numerischen Parameter, wie beispielsweise die Diskretisierung oder der verwendete Elementtyp, beeinflussen die Genauigkeit der Rückfederungsvorhersage.

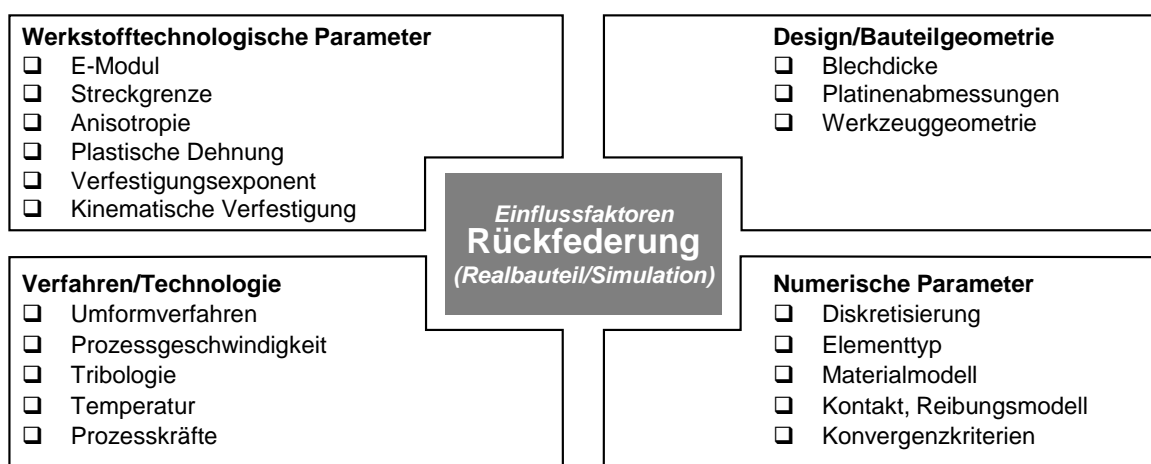


Bild 2-4: Einflussfaktoren auf die Rückfederung von Blechbauteilen [Sch03b]

Während der Zeitpunkt des Auftretens von Bauteilrissen und Falten 1. Art in der Simulation heute relativ genau berechnet werden kann, und somit bereits im Rahmen der Bauteilentwicklung weitestgehend verhindert werden können, ist dies bei Maß- und Formfehlern nicht ohne Weiteres der Fall [Käs16; Lie17]. Wesentliche Arbeiten, die sich mit dem Thema Rückfederung von Pressbauteilen beschäftigt haben, wie beispielsweise [Roh02], [Sch03b], [Hoc04], [Kra05], [Bur08] und [Wei09], haben dazu beigetragen, dass die Prognosequalität der Umformsimulation verbessert wurde. Dennoch sind Weiterentwicklungen, insbesondere in der Materialmodellierung wie beispielsweise nach [Bar03] und [Ban04] oder die Berücksichtigung der kinematischen Verfestigung [Ros15] und der damit verbundenen Materialcharakterisierungsarbeiten, Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten, um die Qualität der Berechnungsergebnisse weiter zu verbessern.

Die Bewertung dieser Berechnungsergebnisse bzw. Simulationsmodelle wird üblicherweise über die Maßabweichung von Simulation und Experiment nach der Entlastung definiert. In der Praxis existieren dazu einige Benchmark-Tests (z.B. S-Rail-Geometrie [Lee96]) zur Validierung von Werkstoff- und Rückfederungsmodellen (z.B. MAT_36, MAT_103, MAT_125, MAT_226) [Kes08; Ary12]. Die Rückfederung von Biegebeanspruchungen von offenen Bauteilgeometrien wird insbesondere in [Tek04] und [Ina02] beschrieben, die Zug-Biege-Beanspruchung in [Car02; Li02] und Abstelloperationen in [Liv01]. Mithilfe der offenen Bauteilgeometrie können die geometrischen Maßabweichungen direkt ausgewertet werden. Üblicherweise werden in solchen Untersuchungen die Öffnungswinkel eines Trägerprofils, dessen Zargenkrümmung und/oder dessen Verdrillung vermessen und zur Bewertung der Maßhaltigkeit herangezogen. In komplexen Tiefziehbauteilen treten jedoch komplexere Spannungsverhältnisse auf, sodass solche Modellversuche nur bedingt die auftretenden Rückfederungseffekte im Bauteil beschreiben können. Unter dieser Prämisse wurde der sogenannte *Split-Ring-Test* [Dem00; Xia04; Lau09] entwickelt, welcher die Eigenspannungen in rotationssymmetrischen Bauteilen durch eine Beschnittoperation freilegt. Der *Split-Ring-Test* wird auch als *Demeri-Test* bezeichnet und stellt ein standardisiertes Vorgehen zur Ermittlung der Maßabweichung dar [Dem00]. Der Test besteht aus vier aufeinander folgenden Schritten: (a) Tiefziehen eines rotationsymmetrischen Bauteils, (b) freie Rückfederung des Bauteils, (c) Freischneiden eines Ringsegments aus der Bauteilzarge und (d) Aufschneiden des Ringes (Split-Ring) zum Freilegen der Eigenspannungen (vgl. Bild 4-45 und Bild 4-48).

Kinematische Verfestigung von Blechwerkstoffen

Bei einer isotropen Verfestigung vergrößert sich die Fließfläche, ohne die Position im Spannungsraum zu verändern (vgl. Bild 2-5a). Bei einer kinematischen Verfestigung bleibt der Umfang und die geometrische Form der Fließfläche konstant, ihre Position verschiebt sich jedoch in Lastrichtung (vgl. Bild 2-5b). Die kinematische Verfestigung ist dadurch gekennzeichnet, dass nach einer vorherigen Zugbeanspruchung bei anschließender Druckbeanspruchung die plastische Verformung vorzeitig einsetzt. Sowohl die isotrope als auch die kinematische Verfestigung bilden zwei ideale Werkstoffeigenschaften ab, in der Realität ist jedoch oftmals eine Mischform vorzufinden [Mer13; Doe16; Här17]. In der Praxis entsteht dieser Effekt beispielsweise beim Hin- und Zurückbiegen an Ziehstücken und am Matrizeneinlaufradius [Hah03; Yin14].

Der *Bauschinger*-Effekt ist die richtungsbestimmte Änderung der Elastizitätsgrenze eines Metalls oder Legierung nach einer primären plastischen Verformung. Der *Bauschinger*-Effekt [Bau86] beschreibt dabei eine Abnahme der Fließspannung bei der plastischen Verformung nach der ersten Spannungsumkehr (Bild 2-5a/b). Es gilt:

$$|\sigma_A| > |\sigma_B| \quad (\text{Gl. 2-1})$$

Der *Bauschinger*-Effekt bildet dabei jedoch nicht das einzige Merkmal der kinematischen Verfestigung von Bauteilen aus Metall. Abhängig vom Werkstoff kann bei einem Lastrichtungswechsel auch eine Rückplastifizierung (z.B. bei DP-Stählen) oder eine vorübergehende Verfestigungsstagnation (beispielsweise bei niedriglegierten Stählen) auftreten [Yos02a].

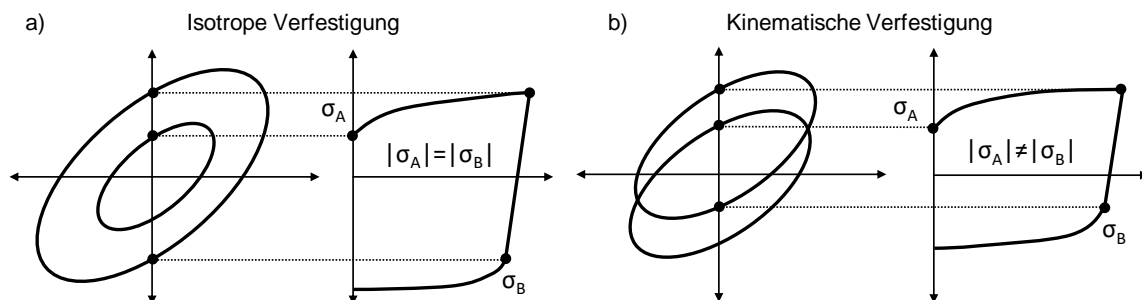


Bild 2-5: a) Schematische Darstellung der isotropen Verfestigung und b) schematische Darstellung der kinematischen Verfestigung für den Fließort und die Fließkurve

Zur Beschreibung dieses kinematischen Verfestigungsverhaltens im ebenen Spannungsraum existieren zahlreiche Modelle in der Literatur, die sich in zwei Gruppen einteilen lassen. Die erste Gruppe von Verfestigungsmodellen basiert auf einer einzelnen Fließfläche, wobei Ansätze nach *Ziegler* [Zie59] mit linearer Verfestigung, *Frederick* und *Armstrong* [Arm66] mit zwei Termen und *Chaboche* [Cha89] mit einer e-Funktion von Verfestigungstermen arbeiten. Die zweite Gruppe umfasst Modelle auf Basis von zwei Fließflächen. *Yoshida* und *Uemori* stellten beispielsweise ein kinematisches Verfestigungsmodell mit zwei Fließflächen vor, das sowohl Verfestigungsstagnation als auch den Übergang nach der Lastumkehr abbilden kann und aufgrund dieser Eigenschaft angewendet wird [Yos02a]. Die Herleitung dieses Modells ist in Anhang 8.1 dargestellt. Zur Ermittlung der entsprechenden Kennwerte können verschiedene Versuche mit Lastumkehr (z.B. Zug-Druck-Versuche) durchgeführt werden.

Zug-Druck-Prüfverfahren zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung von Blechwerkstoffen

Die zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung anwendbaren Prüfverfahren lassen sich in drei Kategorien unterteilen: Zug-Druck-Versuche, 3-Punkt-Biegeversuche und Scher-/Torsionsversuche. Diese aufgeführten Versuche leiten eine wechselnde Beanspruchung in den Prüfquerschnitt der Blechprobe ein, um den Spannungs-Dehnungsverlauf unter Last zu ermitteln. In dieser Arbeit werden Zug-Druckversuche verwendet, um die kinematische Verfestigung der untersuch-

ten Blechwerkstoffe AA5754, DC04, DP600, DP800, DP980 und der rostfreien Stahllegierung 1.4301 zu ermitteln, sodass auf diese im Folgenden näher eingegangen werden soll.

Bei der Durchführung von Zug-Druck-Versuchen besteht die Gefahr des Ausknickens der Probe durch die eingeleitete Druckspannung, sodass sich in den letzten Jahren verschiedene wissenschaftliche Arbeiten mit einer verbesserten Probengestaltung beschäftigt haben. Insbesondere die Ausführung von geeigneten Vorrichtungen zur Verhinderung des Ausknickens waren dabei von Interesse (vgl. Bild 2-6a-d).

Tan und *Yoshida* verwenden beispielsweise Stützplatten, um das (Aus-) Knicken der Probe zu verhindern [Tan94, Yos02a]. Das Ausknicken der freien Länge zwischen der Einspannung in der Zugprüfmaschine und den Stützplatten kann zudem durch eine spezielle Probengeometrie verhindert werden (vgl. Bild 2-6b). *Eggertsen* verwendete eine weitere Probengeometrie mit seitlichen Silikonstützen und konnte so erfolgreich ein Ausknicken der freien Länge zwischen der Einspannung der Probe und den Stützplatten vermeiden [Egg11]. Bei weichen Werkstoffen verwendeten *Yoshida et al.* einen Schichtaufbau aus fünf adhäsiv miteinander verbundenen Proben und konnten somit hohe Stauchungen bis zu $\varepsilon=0,25$ für weiche Stähle und $\varepsilon=0,13$ für harte Stähle erreichen. Die Dehnungen werden dabei üblicherweise lokal über optische Messtechnik ermittelt.

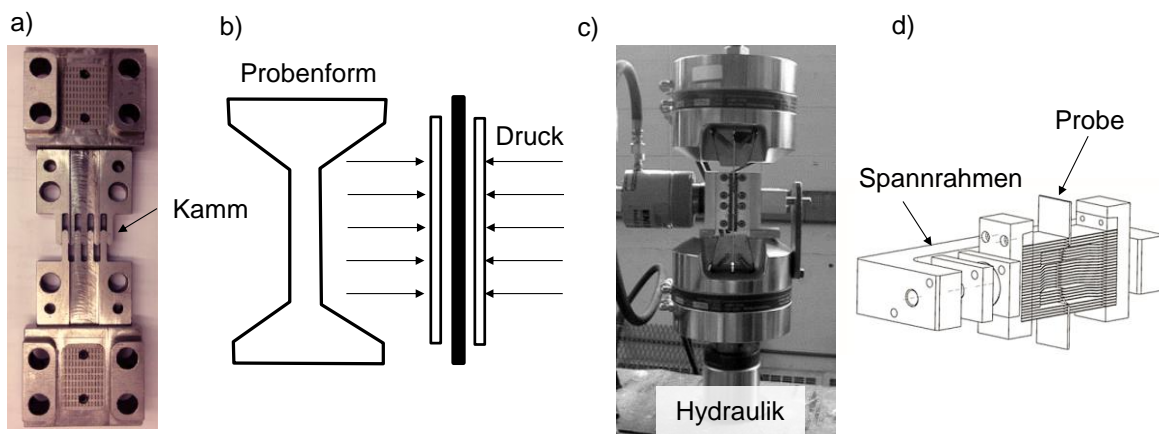


Bild 2-6: a) Versuchseinrichtung nach [Här17]; b) Probenform nach [Här17]; c) Versuchseinrichtung nach [Bog05]; d) Versuchseinrichtung nach [Tis14]

Um den Einfluss der Reibung zwischen der Haltevorrichtung und der Probe zu minimieren, wurden von *Yoshida et al.* Federn benutzt, um die beiden Stützplatten gegeneinander zu pressen [Yos02a]. *Eggertsen* und *Toros* verwendeten hingegen Schmierstoff wie Teflon und Öl, um den Einfluss der Reibung auf die Messung der Spannungs-Dehnungs-Kurve zu vermindern [Egg11, Tor16]. *Boger et al.* realisierten den Versuch durch feste, an ein hydraulisches Klemmsystem gekoppelte Stützplatten [Bog05]. Damit wurde eine stetig exakte Anpassung der Klemmkraft und eine Korrektur des Reibungseinflusses möglich.

Eine andere Methode, die Probe vor dem Ausknicken zu hindern, wurde erstmalig von *Kuwabara et al.* entwickelt, indem eine zweipaarige Kammvorrichtung verwendet wurde, bei welcher die Zähne der beiden Stützplatten ineinander greifen und die gesamte Länge der Probe bei Druckbelastung stützen [Kuw95]. *Härtel* entwickelte eine ähnliche Vorrichtung, welche mit einer Nut zur

Aufnahme der Probe versehen ist, um Reibungseinflüsse zu minimieren [Här17]. Nachteilig wirkt sich die axiale Ausrichtung aus, welche bei der Realisierung des Versuchs mit unterschiedlichen Blechdicken der Proben erschwert ist. Diese kann zwar durch eine Erhöhung der Seitenkraft verbessert werden, allerdings zu Lasten von erhöhten Reibungseinflüssen [Bog05]. Die Dehnung wurde hierbei durch optische Messtechnik lokal erfasst.

Dehnungsbetragsabhängiger Elastizitätsmodul

Bei Umformprozessen wird die Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls (E-Modul) von der plastischen Dehnung eines Blechwerkstoffs häufig als Konstante angenommen. Gerade höherfeste Stahlwerkstoffe und Aluminiumlegierungen zeigen eine davon signifikante Abhängigkeit, welche sich in einer ausgeprägten Rückfederung darstellt. Die Abhängigkeit des elastischen Materialkennwertes von der Walzrichtung und der Temperatur ist seit Längerem bekannt [Mar09b], während die Abhängigkeit von der Umformhistorie meist vernachlässigt wird. Aus der Abnahme des E-Moduls bei steigender plastischer Verformung resultiert ein höherer reversibler (elastischer) Dehnungsanteil an der Gesamtdehnung [Sch03b] und somit eine betragsmäßig relativ höhere Rückfederung. Es werden dabei signifikante Unterschiede zwischen verschiedenen Blechwerkstoffen festgestellt [Yam98]. Stahlwerkstoffe zeigen beispielsweise einen um bis zu 35% reduzierten Elastizitätsmodul bei einer plastischen Dehnung von $\varepsilon_{pl} = 0,1$, bei Aluminium und Kupfer ist diese hingegen nur gering. Weitere Arbeiten auf diesem Gebiet sind in [Yan04, Yu09] und [Has16] dargestellt und beschrieben.

Fazit: Die kinematische Komponente der Verfestigung ist für eine exakte Abbildung des realen Ziehprozesses im Simulationsmodell entscheidend. Bei Missachtung dieses Effekts können signifikante Fehler im berechneten Spannungszustand entstehen, welche zu einer Verfälschung der Rückfederungsvorhersage führen können.

2.1.4 Tribologische Grundlagen in der Blechumformung

Bei der Betrachtung tribologischer Vorgänge ist es wichtig, nicht nur die einzelnen in Kontakt befindlichen Körper, sondern das gesamte tribologische System und das darauf einwirkende Beanspruchungskollektiv zu betrachten. Das tribologische System besteht dabei aus Grund- und Gegenkörper sowie Zwischen- und Umgebungsmedium (meist Schmierstoff und Luft). Die Summe der äußeren Lasteinwirkungen, wie Prozesskräfte, Temperatur oder Gleitgeschwindigkeit bilden die wesentlichen Komponenten des tribologischen Beanspruchungskollektivs [Kön06].

Der sich einstellende Kontakt zwischen den beiden Reibungskörpern kann daher entweder als Mischreibung oder als Festkörperreibung betrachtet werden (vgl. Bild 2-7a/b). Daraus ergibt sich eine Abhängigkeit der Reibungsbedingungen von den Parametern Anpressdruck, Relativgeschwindigkeit, Schmierstofftyp, aber auch der Schmierstoffmenge, seiner Viskosität und der Temperatur [Sie15]. Diese Abhängigkeit wird in der einschlägigen Literatur oftmals in Form eines *Stribeck*-Diagramms dargestellt [Str02]. Die in Bild 2-7a abgebildete Flüssigkeitsreibung tritt

in der Blechumformung hingen selten auf. Oberflächenmessungen (vgl. Bild 2-7b) werden dabei zur Charakterisierung (z.B. durch R_a oder R_z -Werte) der dargestellten Reibungsarten genutzt.

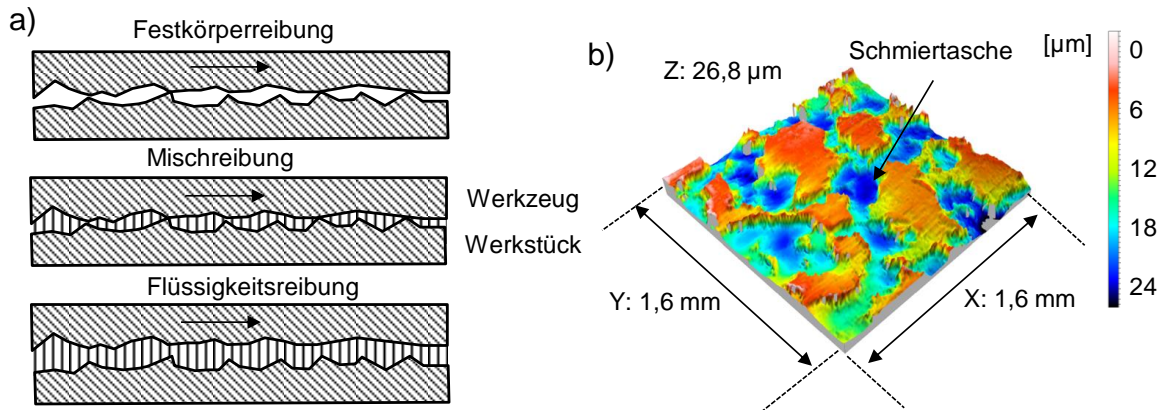


Bild 2-7: a) Tribologisches System in der Blechumformung;
b) Oberflächentopografie des Platinenwerkstoffs DC04 ($s_0 = 0,8$ mm)

Je nach Geschwindigkeit zwischen zwei relativ zueinander bewegten Körpern wird zwischen der Haft- oder Gleitreibungszahl unterschieden. Um einen Körper aus dem Ruhezustand in eine Bewegung zu überführen, ist die Überwindung der Haftreibungskraft notwendig, welche bei Blechwerkstoffoberflächen in Verbindung mit Werkzeugoberflächen meist größer als die Gleitreibungskraft ist. Die Gleitreibungskraft entsteht durch eine translatorische Relativbewegung zweier Körper unter Last. Sie ist diejenige Kraft, welche erforderlich ist, um den Gegenkörper in einer gleichförmigen Relativbewegung zu halten.

In der Blechumformung wird dieses komplexe tribologische System oftmals stark vereinfacht und in Form des *Coulomb'schen* Modells dargestellt. Dabei wird die Reibungskraft als proportionale Funktion der Normalkraft in Form der Gleichung Gl. 2-2 berechnet:

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (\text{Gl. 2-2})$$

Im Fall der *Coulomb'schen* Reibung ist die Gleitreibungszahl konstant. In der Praxis ist eine entsprechende Abhängigkeit von sich zeitlich verändernden Zuständen (z.B. Radien, Geschwindigkeit,...) zu beobachten, welche zu Ungenauigkeiten bei der Abbildung der realen Reibungsbedingungen führt [Hor11, Fil11]. Besonders der Einfluss der Haftreibung wird nicht erfasst, da sich nach *Coulomb* die Reibungskraft direkt proportional zur Anpresskraft einstellt.

Der vereinfachte Gebrauch der Reibungszahl μ für das tribologische System des Tiefziehens wurde in [Hor11] als unzureichend beschrieben, sodass vermehrt Anstrengungen unternommen wurden, um insbesondere die geschwindigkeits-, temperatur- und flächenpressenabhängige Parametrisierung in die Reibungsmodelle moderner FE-Simulationsprogramme zu integrieren. In der Blechumformung existieren viele Ansätze und Verfahren zur Parametrisierung von komplexen Reibungsmodellen, jedoch muss ein entsprechender Versuchsaufwand zur Ermittlung der einzelnen Koeffizienten vorgesehen werden [Fil04].

In der Realität existiert jedoch bei vielen Reibungspaarungen eine Abhängigkeit der Reibungseigenschaften von der Kontaktnormalspannung p und der Relativgeschwindigkeit v , sodass oftmals das von *Filzek* entwickelte und in Gleichung Gl. 2-3 dargestellte Reibungsmodell für die numerische Simulation von Tiefziehprozessen verwendet wird [Fil04]:

$$\mu(p, v) = \mu_0 \cdot \left(\frac{p}{p_0}\right)^{n-1} \cdot \left(\frac{v}{v_0}\right)^{m-1} \quad (\text{Gl. 2-3})$$

Der Parameter μ_0 stellt dabei die Referenzreibungszahl bei einer definierten Flächenpressung p_0 dar und wird experimentell ermittelt. Die Referenzgeschwindigkeit wird mit v_0 bezeichnet. Die skalaren Exponenten n und m dienen der Optimierung der Regressionsgleichung Gl. 2-3 und werden mathematisch bestimmt.

Nach *Sniekers* kann die druck- und geschwindigkeitsabhängige Reibung durch folgenden Zusammenhang (vgl. Gl. 2-4) ermittelt werden [Sni96]:

$$\mu(p, v_{\text{rel}}) = a - b \cdot p - c \cdot \left(\frac{v_{\text{rel}}}{p}\right) + d \cdot p^2 \quad (\text{Gl. 2-4})$$

Die Parameter a , b , c und d werden für die quadratisch-lineare Regressionsanalyse verwendet. Ein weiteres einfaches, allgemeingültiges Reibungsgesetz (vgl. Gl. 2-5) wurde von *Kaminsky* vorgeschlagen [Kam99]:

$$\mu(p) = \mu_0 \cdot e^{-\lambda \cdot p} \quad (\text{Gl. 2-5})$$

Der von *Kaminsky* vorgeschlagene Ansatz folgt einer e-Funktion. Der Parameter λ dient der Regressionsanpassung und wird ebenfalls mathematisch bestimmt.

Bei einem Vergleich der Reibungsmodelle fällt auf, dass insbesondere das Reibungsmodell nach *Sniekers* für Prognosen der Reibungszahl außerhalb des Konfidenzintervalls aufgrund der quadratischen Funktion nicht geeignet ist (vgl. Kap. 4.1.2)

Experimentelle Prüfmethode zur Bestimmung der Reibungszahl

Es existiert eine Vielzahl an Prüfmethode zur Reibungszahlbestimmung in der Blechumformung. Für die Bestimmung der Reibungszahl beim Tiefziehen haben sich Streifenziehversuche (vgl. Bild 2-8b) durchgesetzt [Lie16c]. Neben der Reibungszahl lassen sich mit diesen Vorrichtungen auch Adhäsionserscheinungen (Kaltverschweißungen), Werkzeugverschleiß und ebenso referenzierte Schmierstoffcharakterisierungen untersuchen [Fil11].

Am häufigsten wird der Streifenziehversuch mit Flachbahn eingesetzt [Wag97]. Er stellt die Reibungsverhältnisse im Flanschbereich beim Tiefziehen dezidiert nach (vgl. Bild 2-8a). Der Streifenziehversuch mit Flachbahn zeichnet sich aufgrund des flächigen Kontakts zwischen der Haltevorrichtung (Ziehbacken) und Blechstreifen durch homogene Beanspruchungsverhältnisse aus.

Neben dem oben beschriebenen Flachbahn-Streifenziehversuch existieren weitere Versuchsvorrichtungen, um die Parameter für verschiedene Modelle für die Tiefziehsimulation hinreichend genau bestimmen zu können. Der Umlenkversuch beschreibt beispielsweise den Reibungszustand im Bereich des Ziehringradius, in welchem im Vergleich zum Streifenziehversuch höhere Flächenpressungen gemessen werden. Beim Umlenkversuch setzt sich die Ziehkraft aus einem Reibungs- und Biegeanteil zusammen, jedoch lassen sich die Reibungs- und Biegekraftanteile im Bereich der Ziehkantenrundung über eine dreh- und arretierbare Rolle getrennt ermitteln [Doe81]. Der Keilziehversuch bildet den Zug-Druck-Spannungszustand im Flansch beim Tiefziehen eines rotationssymmetrischen Napfs ab. Die Normalkraft wird dabei senkrecht zum Blechstreifen aufgebracht. Beim Ziehsickenversuch wird der Blechstreifen durch eine Haltevorrichtung (Ziehbacken) gezogen. Zur Untersuchung der Reibungsverhältnisse am Stempelkanten- und Ziehringradius eignet sich der modifizierte Duncan-Shabel Test [Wag97]. Der zu prüfende Blechstreifen wird an einer Zugvorrichtung U-förmig fixiert. Die Umlenkung erfolgt hierbei über zwei Walzen, welche fest und stationär angeordnet sind und den Stempel mit seinen Eckradien nachbilden (vgl. Bild in Anhang 8.2). Während der untere Teil der Prüfvorrichtung keinen Bewegungsfreiheitsgrad besitzt, kann der obere Teil der Prüfvorrichtung vertikal verfahren werden. Mithilfe zweier Messvorrichtungen können die elastischen und plastischen Dehnungsbeträge im Blechstreifen 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 können die Kraftkomponenten ermittelt werden. Neuere Untersuchungen von *Liewald et. al.* beschreiben die in-situ Ermittlung der Reibungszahl durch Zargenspannungssensoren während des Umformprozesses, welche sich verändernde Reibungszahlen berücksichtigt [Lie16c].

Fazit: Der Streifenziehversuch stellt eine etablierte Methode zur Ermittlung der Reibungszahlen zwischen Werkzeug und Platine dar. Der grundlegende Versuchsaufbau wurde in dieser Arbeit verwendet, um die Haft- und Gleitreibungszahlen zwischen zwei Platinen aus unterschiedlichen Werkstoffen zu ermitteln (vgl. Kap. 4.1.2).

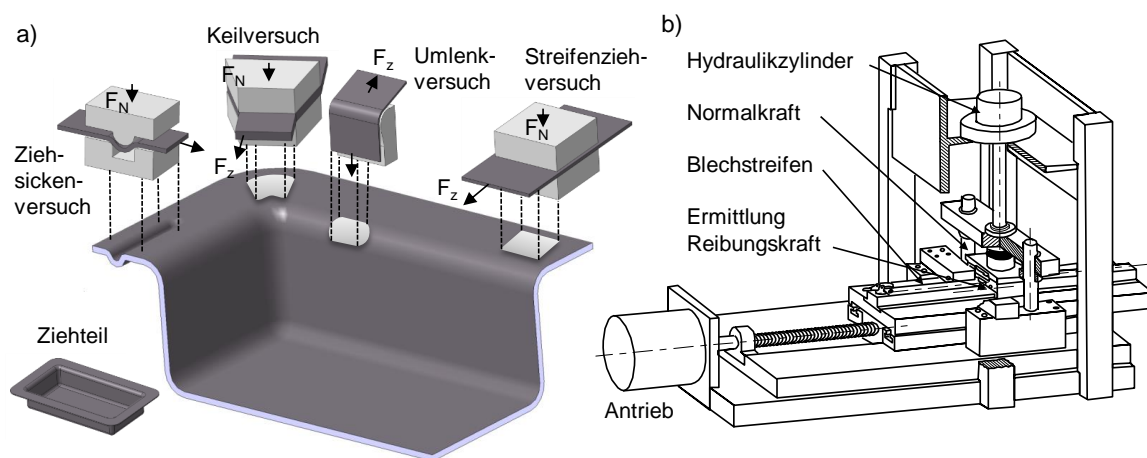


Bild 2-8: a) Tribologische Grundlagenversuche zur Ermittlung der Reibungszahl [Gro12];
b) Schematischer Aufbau einer Streifenziehvorrichtung [Lie05]

2.1.5 Statistische Versuchsplanung

Die statistische Versuchsplanung (*Design of Experiment*, DoE) ist ein Verfahren zur Analyse von (technischen) Systemen. Dieses Verfahren ist universell einsetzbar und eignet sich sowohl zur Produkt- als auch zur Prozessoptimierung. Die Planung und Durchführung von systematischen Versuchsreihen zur Optimierung von Produkten oder Fertigungsprozessen mit engem Praxisbezug sind das primäre Einsatzgebiet. Simulationsmodelle können durch statistische Versuchsplanung ressourcensparend eingesetzt werden, und Ergebnisse lassen sich besser kommunizieren [Sie10]. Mithilfe von statistischer Versuchsplanung soll mit möglichst wenigen Einzelexperimenten der Zusammenhang zwischen mehreren Einflussfaktoren und einzelnen Zielgrößen möglichst genau bzw. vollständig ermittelt werden. Das *Design of Experiments* stellt dabei ein Hilfsmittel der statistischen Versuchsplanung dar, um eine große Anzahl an Parametervariationen zur Bewertung durch Sensitivitäts- und Robustheitsanalysen effizient durchführen zu können. In Abhängigkeit von Faktorstufen können neben linearen auch nicht lineare Funktionszusammenhänge erkannt werden [Sie10]. Ziel der Versuchsplanung ist die Ermittlung einer statistisch abgesicherten Korrelation zwischen Parametervariation und Ergebnisgrößenvariation (vgl. Bild 2-9c) mit einer möglichst geringen Anzahl an Versuchen bzw. numerischen Simulationsrechnungen [Isr15].

Ein wesentlicher Vorteil der statistischen Versuchsplanung liegt im erheblich reduzierten Versuchsaufwand im Vergleich zu konventionellen Methoden, wie z.B. *One-Factor-at-a-Time* (OFAT) oder vollfaktoriellen Versuchsplänen (vgl. Bild 2-9a), bei der je Versuchsdurchführung nur jeweils ein Parameter variiert wird und alle Parameterkombinationen durchgeprüft werden müssen.

Screening-Versuchspläne zur Ermittlung der Haupteinflussfaktoren (*deutsch: Aussieben*) helfen, die Signifikanz einzelner Einflussfaktoren zu bestimmen. Versuchspläne erster Ordnung (Versuche auf zwei Stufen) liefern Geraden oder Ebenen als Näherung der tatsächlichen Relationen zwischen den Faktorstufen. Falls ein lineares Modell als Näherung jedoch nicht ausreichend ist, werden ein quadratisches Modell und ein Versuchsplan zweiter Ordnung erforderlich. Lineare Näherungen sind unzulässig, wenn eine stark gekrümmte Antwortfunktion erwartet wird [Sch84]. Nichtlineare Zusammenhänge zwischen Faktoren können durch eine höhere Stufung untersucht werden. Eine Möglichkeit für einen solchen mehrstufigen Versuchsplan bietet das *Monte Carlo Sampling* (MCS, Zufallsgenerator) oder das *Latin Hypercube Sampling* (LHS). Beim *Latin Hypercube Sampling* wird dieser Aufwand durch eine spezielle Feldkonstruktion, die eine effiziente und gleichmäßige Abdeckung des mehrdimensionalen Faktorraumes ermöglicht, um etwa 50% reduziert. Das *Latin Hypercube Sampling* beinhaltet die Aufteilung des Wertebereichs einer jeden theoretischen Verteilung in N Intervalle und die Entnahme von einer Zufallsstichprobe pro Intervall (vgl. Bild 2-9b). Damit wird die vollständige Abdeckung eines jeden Wertebereichs einer Variablen sichergestellt [Sie10]. Konkret bedeutet dies, dass die Anzahl der Versuche (schwarze/rote Punkte in Bild 2-9) derart strukturiert werden, dass eine minimale Anzahl an Versuchen im Lösungsraum einen maximalen Wirkzusammenhang generieren.

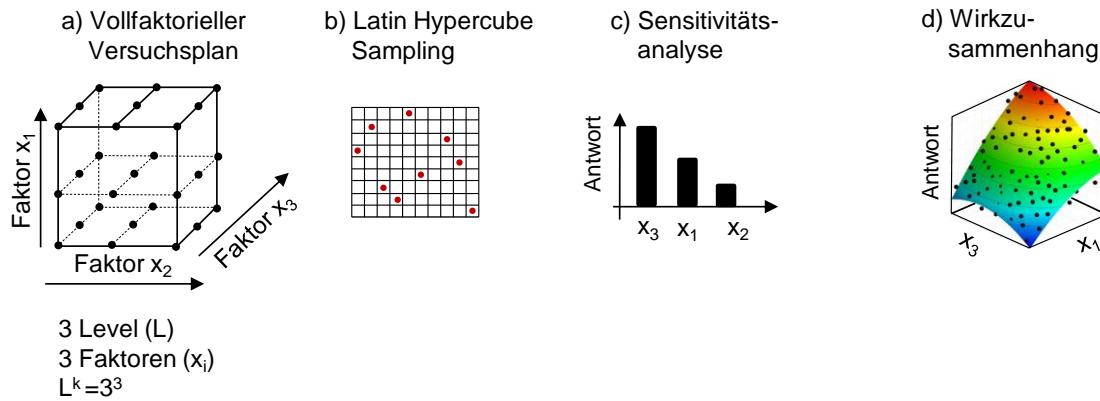


Bild 2-9: a) Vollfaktorieller Versuchsplan mit 3^3 Versuchen; b) Latin Hypercube Sampling; c) Prinzip der Sensitivitätsanalyse; d) Darstellung der Wirkzusammenhänge mithilfe des *Metamodel of Optimal Prognosis* (MoP) [Sie10]

Aufgrund der im Versuchsplan unternommenen Reduktion der Anzahl an Faktoreinstellungen existiert nicht für jede mögliche Faktorkombination ein hinreichend genaues Analyseergebnis. Das vollfaktorielle Modell kann deshalb durch ein sogenanntes Metamodell lediglich approximiert werden. Dieses Ersatzmodell nähert sich dabei dem vollfaktoriellen Modell hinreichend genau an und liefert auch für nicht im Versuchsplan vorkommende Faktorkombinationen eine zufriedenstellende Näherung für das Analyseergebnis [Isr15]. Dies ermöglicht Aussagen mit kleinen Versuchsplänen, da die benötigten Faktoreinstellungen nicht explizit einzeln erzeugt werden müssen.

Die Wirkzusammenhänge zwischen Parametern und der Antwortvariablen können mithilfe von Sensitivitätsanalysen mittels Variations- und Korrelationsanalyse untersucht werden, um die Signifikanz auf die Veränderung eines Parameters auf eine (oder mehrere) Antwortfunktion zu überprüfen (vgl. Bild 2-9c). Die wichtigsten Erkenntnisse der Sensitivitätsanalyse stellen die Unterscheidung von signifikanten und nicht signifikanten Parametern (vgl. *Screening*) sowie die Quantifizierung der Wirkzusammenhänge zwischen der Antwortvariablen und den Parametern dar [Pha07]. Damit werden wichtige Erkenntnisse zum Prozessverständnis erzielt und eine gezielte Optimierung von z.B. Umformprozessen ermöglicht.

Fazit: Der Einsatz von stochastischen Methoden eignet sich insbesondere bei einer großen Anzahl an Einflussfaktoren auf eine Antwortgröße, sodass Metamodelle aufgrund der kürzeren Rechenzeiten meist ausreichende Ergebnisgenauigkeiten erzielen. In dieser Arbeit wird ausschließlich die Methode des *Latin Hypercube* Verfahrens für Sensitivitätsanalysen eingesetzt, da damit die Rechenzeit für die Antwortgröße erheblich reduziert werden kann. Im Bereich der Umformtechnik konnten mit dieser Methode in den vergangenen Jahren bereits hinsichtlich der Prognosefähigkeit der Antwortgröße gute Ergebnisse erzielt werden [Bla12; Isr15].

2.2 Mehrschichtverbunde aus Blech und deren Umformeigenschaften

2.2.1 Klassifizierung und Aufbau der Mehrschichtverbunde

Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde kombinieren die Vorteile einzelner monolithischer Werkstoffe für einen bestimmten Anwendungsfall und erreichen durch ihre Konstruktionsweise somit eine bessere Funktion, eine höhere Effizienz oder ein geringeres Gewicht des Gesamtverbundes. Es wird allgemein zwischen Verbundwerkstoffen und Werkstoffverbunden unterschieden, wobei der Übergang zwischen den beiden Definitionen fließend ist. Verbundwerkstoffe sind homogen, Werkstoffverbunde hingegen bilden makroskopisch inhomogene Phasenverbunde und zeigen sich signifikant anisotrop [Roo15]. In dieser Arbeit werden ausschließlich Mehrschichtverbunde behandelt, welche sich makroskopisch im Aufbau unterscheiden (Werkstoffverbund) und einen mehrlagigen Aufbau (vgl. Bild 2-10) aufweisen.

Eine andere Art der Unterscheidung kann je nach Form, Art und Orientierung der Verstärkungselemente im Verbund differenziert werden. Dabei wird zwischen Faserverbund-, Teilchenverbund-, Durchdringungsverbund- und (flächigen) Mehrschichtverbundwerkstoffen unterschieden [Alt96, Kre09].

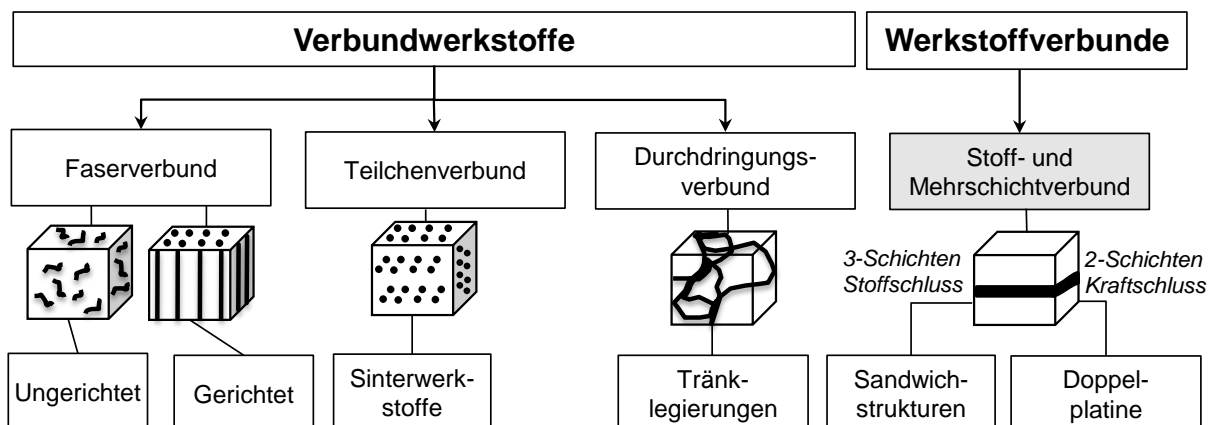


Bild 2-10: Einteilung der Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde nach Form, Art und Orientierung der Verstärkungselemente [Lan93; Huf96]

Flächige Mehrschichtverbunde unterscheiden sich im Allgemeinen in Verbunde mit zwei- und dreilagigem Aufbau (vgl. Bild 2-11):

Ein zweilagiger Aufbau besteht aus zwei einzelnen Platten aus Blechwerkstoffen, welche gleiche oder unterschiedliche Werkstoffe aufweisen können. Die beiden Platten eines zweilagigen Aufbaus weisen keinen Stoff- oder Kraftschluss auf (lose Platten). Der Kraftschluss entsteht erst durch den Umformprozess selbst (oder durch eine nachfolgende Schweiß- oder Nietoperationen). In dieser Arbeit wird der Begriff der „Doppelplatte“ fortan als Synonym für Mehrschichtverbunde verwendet (Kap. 2.2.4), welche durch einen Umformprozess kraftschlüssig miteinander gefügt werden.

Ein dreilagiger Aufbau entspricht einem Sandwichblech, welches nach DIN 53293 als ein Körper mit geringer Dichte zusammen mit relativ dünnen Deckblechen definiert ist, wobei Kern und

Deckbleche stoffschlüssig miteinander als Halbzeug verbunden sind. In dieser Arbeit wird fortan der Begriff des „Sandwichblechs“ als Synonym für stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde als Halbzeug benutzt. Alternativ können die (dreilagigen) stoffschlüssigen Mehrschichtverbunde auch in zwei untergeordnete Gruppen untergliedert werden: Schallschützende Schichten und Strukturleichtbau [Huf96]. Für den Einsatzbereich Schallschutz werden primär dünne Klebschichten zwischen 25 bis 150 μm Dicke eingesetzt. Diese können wiederum erneut in ebene, versteifte oder verstärkte Polymere eingeteilt werden [Car13]. Strukturleichtbau-Sandwichbleche [Moh05a; Moh05b; Rap06; Huf08] werden durch Zwischenschichten mit einer Dicke größer als 200 μm charakterisiert.

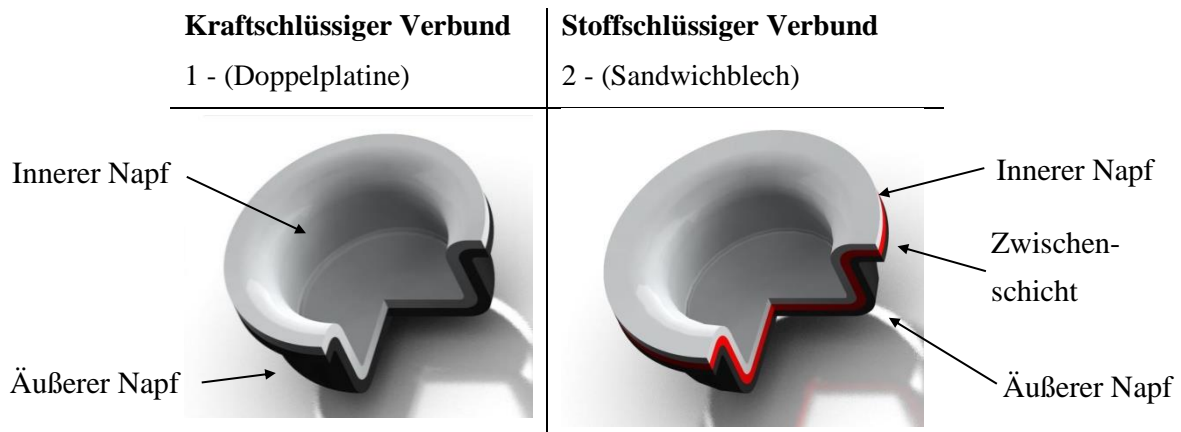


Bild 2-11: Klassifizierung von flächig gefügten Mehrschichtverbunden unter Aspekten der Kraftübertragung

In der Literatur werden weitere Mehrschichtverbunde aufgeführt, z.B. walzplattierte Verbunde [Par01; Kaw03; Kaw06; Sch10], Bimetalle (*engl. cladding*) [Tzo03; Man05; Pan13], Tailored Products [Kna97; Hét07; Wie07; Mey09], beschichtetes Blech [Lim16], metallische Schäume [Hoh17] und weitere Kombinationen [Kap96], auf welche in dieser Arbeit nicht eingegangen wird. In diesem Kapitel sollen nun die charakteristischen Eigenschaften vor und nach dem Umformvorgang von Sandwichblechen und Doppelplatinen beschrieben werden, da diese Halbzeuge in dieser Arbeit genauer betrachtet werden.

2.2.2 Sandwichbleche in der Umformtechnik

Zum Stand der Technik bei der Umformung von Mehrschichtverbunden werden hier schalldämpfende Mehrschichtverbunde beschrieben, welche eine teilweise Schallabsorption der eingeleiteten Schwingungen durch die visko-elastische Zwischenschicht ermöglichen. Prinzipielle Anwendungsbeispiele von schalldämpfenden Sandwichblechen in der Mobiltechnik sind Stirnwände, Getriebedeckel, Ersatzradmulden, Hitzeschilder, Trennwände zwischen Kofferraum und Innenraum des Fahrzeuges sowie Ölwannen, wobei heute Gewichtseinsparungen von bis zu 30 % realisiert werden können [Kes97; Bur05; Thy09; Bol14].

Die wesentlichen Vorteile von Sandwichblechen liegen in der Kombination von hoher Festigkeit der metallischen Deckbleche mit einem geringen Gewicht der polymeren Zwischenschicht (vgl. Bild 2-12) mit einer hohen Biegesteifigkeit sowie mit guten schalldämpfenden Eigenschaften im

Vergleich zu monolithischen Blechen gleicher Blechdicke bzw. Steifigkeit [Bur05]. Neuere Entwicklungen zum Einsatz von dicken, biegesteifen Zwischenschichten zeigen, dass solche hybriden Halbzeuge auch zur innovativen Fahrzeugbauweise mit verbesserter Crashperformance eingesetzt werden können [Brü16]. Ein weiterer Vorteil liegt in der freien Werkstoffwahl beider Deckbleche, sodass die einzelnen Schichten für jeden Einsatzzweck funktionelle Aufgaben übernehmen können [Bol14]. Denkbar sind beispielsweise die gute Leitfähigkeit von Aluminium in Kombination mit der Isolierfähigkeit von Kunststoffen oder der Korrosionsschutz einer rostfreien Stahllegierung in Kombination mit einer kostengünstigeren Stahllegierung auf der Innenseite des Verbundes.

Nachteile von Sandwichblechen liegen in den relativ hohen Herstellkosten der Halbzeuge (vgl. Abschnitt kontinuierliche Herstellung der Verbunde). Zudem liegen geringe wissenschaftliche Erkenntnisse über das Umformverhalten, insbesondere über das Versagens- bzw. Delaminationsverhalten von Sandwichblechen in komplexen Blechumformprozessen vor [Nut08]. In Untersuchungen der FOSTA [Bre08] wurden signifikante Abweichungen von Simulation und Experiment bei mehrachsiger Beanspruchung (vgl. Kap. 6) von Sandwichblechen festgestellt, was mit den unzureichenden Versagensmodellen als auch einer unzureichenden Kennwertermittlung begründet werden kann.

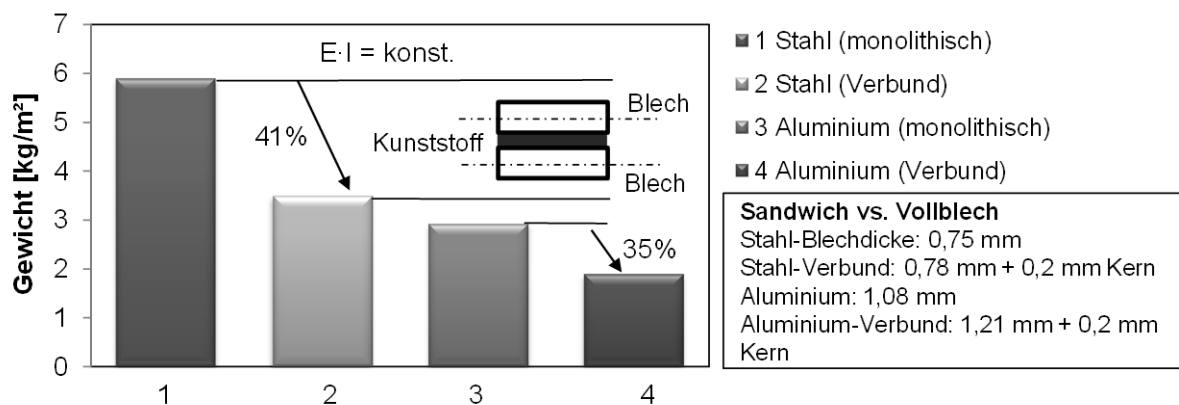


Bild 2-12: Leichtbaupotential von Sandwichblechen gegenüber monolithischen Vollblechen mit gleichen Biegesteifigkeiten [Nut08]

Sandwichbleche weisen ein hervorragendes akustisches Absorptionsvermögen auf, sodass diese oftmals in Fahrzeugbauteilen, welche durch tieffrequente Schwingungen durch den Motor in die Karosserie einleitet werden, eingesetzt werden. Forschungsarbeiten von *Blanchet* im Sinne einer ganzheitlichen Betrachtung des Abstrahlverhaltens, der Bauteilschwingung und der Struktursteifigkeit zeigen, dass die Grenzfrequenz, die für 1 mm dickes Stahlblech bei 10.000 Hz, für dasselbe Blech, jedoch mit Längssicken versehen, bei 4.000 Hz liegt. Unterhalb dieser Grenzfrequenz treten große Abweichungen in der Schallabsorption auf [Bla10; Bol14]. *Bolay* entwickelte einen Messaufbau zur Ermittlung der Schallabstrahlung von angeregten, flachen Proben und stellte fest, dass eine richtungsabhängige Erhöhung der Biegesteifigkeit z. B. durch Längssicken die Maxima der Schallschnellen zu höheren Frequenzen verschiebt. Dagegen eignet sich eine gleichmäßige

Erhöhung der Biegesteifigkeit, z. B. durch Kreuzsicken für eine Verringerung der Maxima der Schallwellen [Bol14].

Kontinuierliche Herstellung von Sandwichblechen

Sandwichbleche werden auf entsprechend modifizierten Bandbeschichtungsanlagen (vgl. Bild 2-13) industriell hergestellt. Dazu wird das gereinigte vorbehandelte Stahlband auf der Bandunterseite im Walzverfahren mit dem Kernschichtkunststoff vollflächig beschichtet und im Ofen getrocknet. In einer nachfolgenden Dublierstation wird das erste Band mit dem zweiten Band, welches von einem separaten Haspel abläuft, über zwei Anpresswalzen zusammengefügt [Meu08]. Dickere Bleche, welche aufgrund ihrer Biegesteifigkeit nicht mehr aufzuhaspeln sind, werden direkt zu Blechtafeln zerteilt.

Ein alternatives, jedoch bei großen Losgrößen unwirtschaftliches Verfahren, stellt das Laminierpressen einzelner Platinen dar [Kar97]. Laminierpressen weisen einen Durchlaufspalt für das Laminiergut auf und nutzen zwei begrenzende Laminierwalzen, welche dadurch gekennzeichnet sind, dass mindestens eine der Laminierwalzen ein Heizelement aufweist. Alternativ kann das sogenannte *ContiRoll* Verfahren [Sie18] oder das kontinuierliche Form- und *CPS*-Pressen eingesetzt werden [Die18].

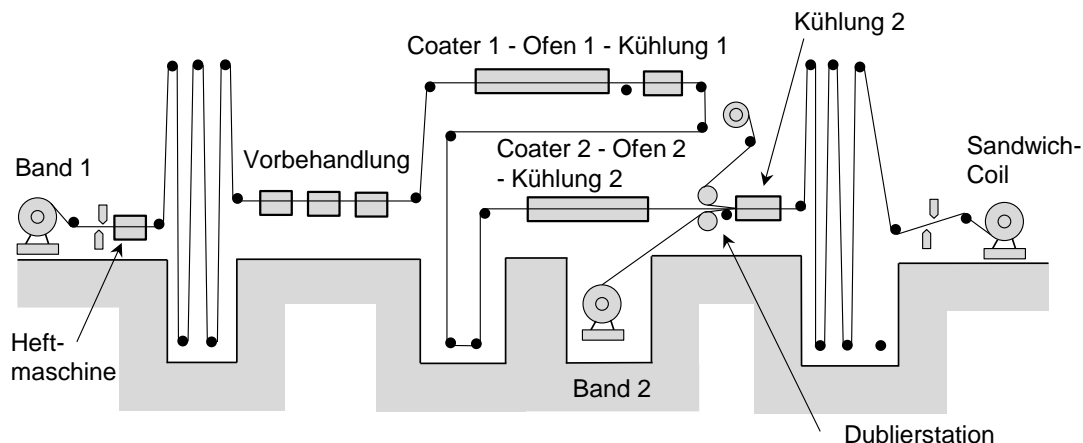


Bild 2-13: Herstellung von Sandwichblechen auf einer Beschichtungsanlage (BBA) [Thy09]

Sandwichbleche werden von nahezu allen großen Stahl- bzw. Aluminiumherstellern unter spezifischen Produktnamen am Markt vertrieben [Kar97; Tho05]. ThyssenKrupp BONDAL© ist ein speziell für die Reduzierung von Körperschall entwickeltes Stahlverbundblech für den Karosseriebau. Es besteht aus zwei Stahldeckblechen mit Blechdicken von 0,4-1,25 mm und einer polymeren Zwischenschicht von 0,025-0,05 mm. Die visko-elastische Kunststoffschicht wandelt einwirkenden Schall in Wärmeenergie und reduziert damit die akustische Abstrahlung. In der Praxis entspricht dies einer Reduzierung der akustischen Absorption von 20dB [Thy09]. Ebenfalls von ThyssenKrupp Steel entwickelt wurde der Leichtbau-Schichtverbund LITECOR©. Dieser besteht aus 0,2 mm-0,3 mm dicken Stahldeckblechen und einer mindestens 0,3 mm dicken Polymerzwischenschicht. Durch seine geringe Masse bei gleichzeitig hoher Steifigkeit ist dieser Werkstoff eine Alternative zu üblichen monolithischen Halbzeugen und kann bei Temperaturen

bis 200°C in der KTL von Kraftfahrzeugen eingesetzt werden. Bei gleicher Biegesteifigkeit beträgt die Reduktion der Masse bis zu 40% gegenüber einer monolithischen Stahlplatte. Eine Auflistung aller kommerzieller Produkte befindet sich in Anhang 8.3.

Sandwichbleche können als Konstruktionselement im Karosseriebau verwendet werden. Der Aufbau des Halbzeuges ist dabei von einer Vielzahl von Einflussfaktoren abhängig, welche nachfolgend in Bild 2-14 dargestellt sind. Die von *Hufenbach* dargestellten Einflussfaktoren wurden in den letzten Jahren von verschiedenen Autoren erforscht [Huf96].

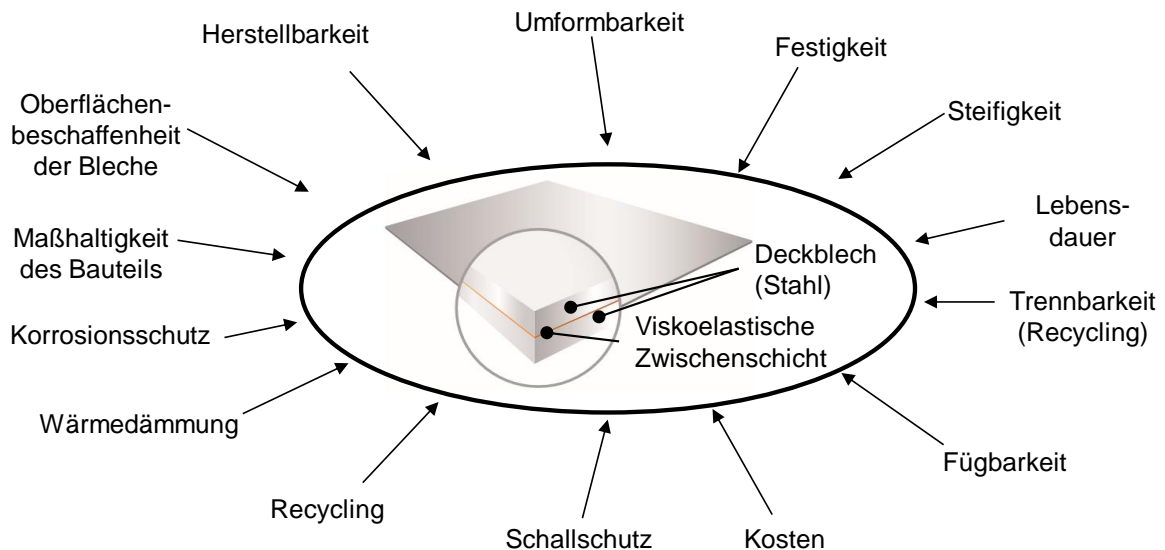


Bild 2-14: Einflussfaktoren auf den Aufbau des Halbzeuges und Verwendungszweck von Sandwichblechen [Huf96; Thy14]

In dieser Arbeit wird der Fokus u.a. auf die Verbindungsfestigkeit (von Sandwichblechen) gelegt, sodass im nachfolgenden Kapitel zunächst auf die Ursachen des Verbindungsfestigkeitsverlusts in Form von Defekten, Fehlern und Delaminationserscheinungen zwischen den Schichten verdeutlicht werden.

Mechanische Eigenschaften von Sandwichblechen und deren Versagensfälle

Die mechanischen Eigenschaften von Sandwichblechen können mithilfe der Volumenanteile von Blech und Kunststoff f_i und der Kennwerte der Einzelschichten näherungsweise berechnet werden. Die Berechnung ist belastungs- und richtungsabhängig, wobei zwischen tangentialer und ebener Beanspruchung unterschieden wird. Bild 2-15 zeigt die beiden Belastungsfälle und deren Berechnungsvorschrift. Die Umformkräfte lassen sich in erster Näherung aus der Summe der Umformkräfte der Einzelbleche bestimmen, da die Klebeschicht nahezu keine Zug- oder Scherkräfte aufnehmen kann [Har17b].

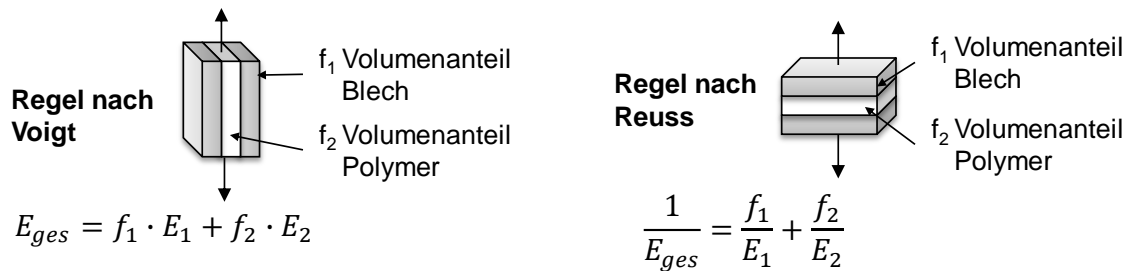


Bild 2-15: Ermittlung der elastischen Eigenschaften von Sandwichblechen mithilfe der linearen Mischungsregel [Che93]

Bei der Herstellung von Sandwichblechen kann es zu fertigungsbedingten Fehlern innerhalb des Verbundes (Blech-Klebstoffschicht-Blech) kommen. Defekte in den Deckblechen können Risse, Dellen, Kratzer oder Korrosion sein (vgl. Bild 2-16). Mögliche Mängel in der Klebschicht stellen sich in Form von zu dicker Klebschicht, Feuchtigkeit, Porosität, Fremdobjekte, Risse, Alterung oder eingeschlossenem Gas (*engl. voids*) dar. In der Interphase (Grenzschicht) treten in erster Linie Delamination (herstellungsbedingt) und Variationen von Enthaltungen als Defekte auf [Nie08].

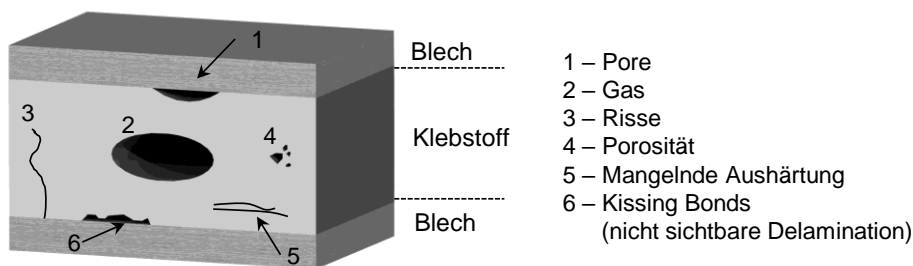


Bild 2-16: Herstellungsbedingte Fehlstellen bei Sandwichblechen

Neben den herstellungsbedingten Fehlstellen und Defekten von Sandwichblechen kann ein prozessbedingtes Versagen durch das Umformen von Sandwichblechen auftreten. Im folgenden Kapitel wird daher eine Übersicht auf ausgewählte Literatur zur Umformung von Sandwichblechen gegeben.

2.2.3 Umformung von Sandwichblechen

Das Umformverhalten von monolithischen Blechen unterscheidet sich maßgeblich vom Umformverhalten von dünnen, geklebten Sandwichblechen bzw. von stoffschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden [Yos90; Nut08]. Grundlegende experimentelle Arbeiten der letzten Jahre wurden auf dem Gebiet der Umformung von Sandwichblechen (Stahl-Klebstoff-Stahl) in [Kes97; Mil07; Nut08; Sok13; Bol14; Buh14; Afo17; Har17b] für einfache Labor- als auch komplexe Bauteile (z. B. Parabolspiegel) dargelegt. Die genannten Arbeiten thematisieren folgende Aspekte:

- Umformeigenschaften von Sandwichblechen
- Delamination der Klebeschicht von Sandwichblechen

Im weiteren Verlauf werden ausgewählte Arbeiten zu den beiden Themenkomplexen vorgestellt, um die Forschungslücke auf dem Gebiet der Delamination von Sandwichblechen aufzuzeigen.

Umformeigenschaften von Sandwichblechen

Die meisten Veröffentlichungen zur Umformung von Sandwichblechen beziehen sich auf das makroskopische Umformverhalten des Sandwichverbundes (Blech-Klebstoff-Blech). Auf diese Weise ist es jedoch nur möglich, das Deckblechversagen zu charakterisieren. Bild 2-17 zeigt einen Überblick von möglichen Versagensarten der Deckbleche von Sandwichblechen, die in verschiedenen wissenschaftlichen Arbeiten beschrieben wurden [Mil07; Nut08; Sok13; Buh14; Bol14; Afo17]. In den aufgeführten Arbeiten werden primär Stahl-Klebstoff-Stahl-Verbunde unterschiedlicher Werkstoffe, Blechdicken und Klebstoffe untersucht. Es wird dabei zwischen Bruch, Knittern, Knicken und lokalen Defekten wie Beulen [Li14; Ban15] differenziert.

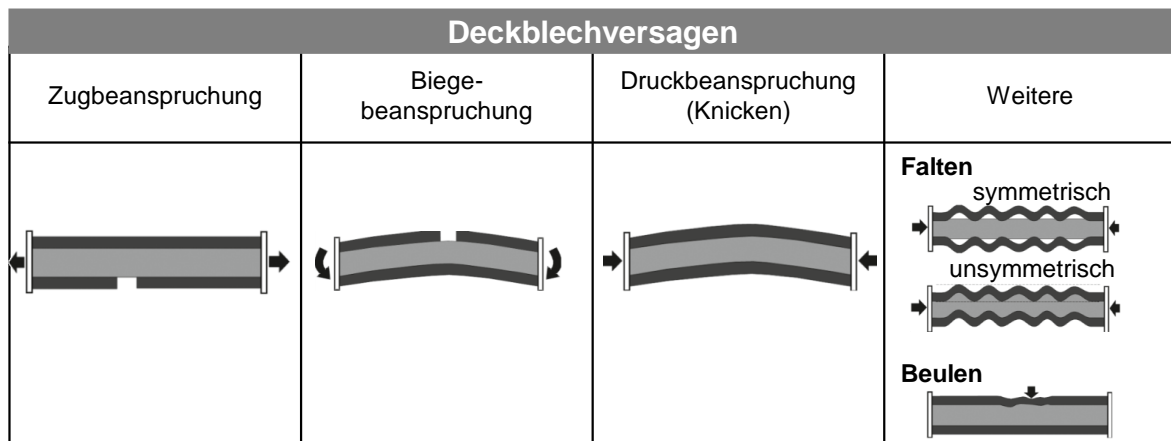


Bild 2-17: Deckblechversagen in Abhängigkeit von der Beanspruchung [Bol14]

Die Umformeigenschaften des Verbundes werden dabei hilfsweise über die Aufnahme von Fließkurven [Nut08], die Ermittlung der Grenzformänderungskurven [Lin01; Kim03; Nic14] oder die Bewertung der Steifigkeit durch Beulversuche [Lin01] charakterisiert.

Die Umformeigenschaften von etablierten Sandwichblechen wurden in der Vergangenheit mittels verschiedener Umformverfahren analysiert und bewertet. *Nutzmann* ermittelte beispielsweise experimentell die Grenzbiegeradien und die Falzbarkeit von industriell hergestellten Sandwichblechen (z.B. *3A Hylite*, *Arcelor Usilight*, *ThyssenKrupp Bondal*) in verschiedenen Blechdicken ($s_0 < 0,53$ mm) und Verbundverhältnissen (Deckschichtdicke/Kernschichtdicke: 0,1-10). In Streck- und Tiefziehversuchen von rotationssymmetrischen und komplexen Werkzeuggeometrien untersuchte er zudem die Neigung zur Zipfelbildung beim Tiefziehen und bestimmte die Arbeitsbereiche der Werkstoffkombinationen für das Tiefziehen der Verbunde [Nut08]. *Milch* untersuchte die Tiefziehbarkeit von Sandwichblechen auf verschiedenen Geometrien (Rechteckgeometrie, Halbkugelstempel) und legt den Fokus dabei primär auf das Versagen der Deckbleche [Mil07]. *Lange* untersuchte die Tiefziehbarkeit von Sandwichblechen unterschiedlicher Materialien (AlMg3 und 1.4404) mithilfe von Erichsen-Test. Der größte Tiefungswert von 12,29 mm im Erichsen-

Tiefungsversuch wurde mit einem Sandwichverbund mit einer Folienkernschicht und Deckblechen aus 1.4404 ($s_0=0,5$ mm) erzielt [Lan05].

Sandwichbleche neigen aufgrund der weichen Zwischenschicht zu einer erhöhten Faltenbildung der Deckbleche unter Druckbeanspruchung, sodass die Ermittlung eines geeigneten Prozessfensters für Gutteile aus fertigungstechnischer Sicht eine besondere Herausforderung darstellt. *Afonichev* entwickelt eine Faltegrenzkurve zur Vorhersage der initialen Faltenbildung auf Basis einfacher *Yoshida-Buckling*-Versuche und validiert die Grenzkurve (engl. *Wrinkling Limit-Curve*) an Falz- und Tiefziehbauteilen [Afo17]. Weitere Arbeiten zu Mechanismen der Faltenentstehung wurden von [Kim90; Gre06; Nut08, Li13] durchgeführt. Alle Arbeiten konstatieren, dass die Faltenbildung von Sandwichblechen nicht zwingend durch eine höhere Blechhalterkraft wie bei monolithischen Blechen reduziert werden kann. Sie begründen diese Erscheinung mit einer Relativbewegung, welche zwischen beiden Deckblechen stattfinden kann.

Die Rückfederung von Sandwichblechen nach einer Biegeumformung wurde von *Kim et. al.* anhand von V-Gesenk-Biegeversuchen analysiert. Sie erkannten, dass die Rückfederung von der zu verklebenden Fläche abhängig ist. Große Klebeflächen führen somit zu einer erhöhten Rückfederung, welches auf die größere, unter Scherbelastung stehende Klebefläche, zurückzuführen ist [Kim90]. Aufbauend auf diesen Arbeiten wurden verschiedene analytische Modelle zur Vorhersage der Rückfederung von Sandwichblechen beim Biegen entwickelt [Liu04; Ito06; Wei06; Moh15], welche jedoch aufgrund von Vereinfachungen (z.B. keine Blechdurchdünnung, keine Schubübertragung) nur unzureichende Ergebnisse in Bezug auf die Rückfederungsvorhersage liefern.

Weiss et. al. führten Tiefziehversuche mit Sandwichblechen durch und stellten fest, dass die Rückfederung mit erhöhter Zwischenschichtdicke reduziert wird [Wei04]. Damit zeigt sich eine inverse Abhängigkeit des Rückfederungsverhaltens gegenüber monolithischen Blechen. Es wurde zudem vermutet, dass eine geringe Zugfestigkeit der Zwischenschicht zu einer höheren Rückfederung des Sandwichs führt. Diese Vermutungen konnten jedoch bisher experimentell nicht bestätigt werden.

Neben der Rückfederung treten bei der Biegeumformung von Sandwichblechen weitere Effekte auf, welche zu einer Abweichung der Maßhaltigkeit der damit hergestellten Bauteile führen. *Takiguchi et. al.* beobachteten einen sogenannten *Gull-Wing*-Effekt, welcher eine Krümmung bzw. einen Einfall des Biegeschenkels beim V-Gesenkbiegen darstellt. Diese Krümmung entsteht aufgrund der Relativverschiebung der beiden Deckbleche, welche eine Schubbewegung in der Klebschicht bewirkt [Tak03a]. Dieser Effekt ist von einer Reihe geometrischer Einflussfaktoren [Tak01] (z.B. Gesenkweite), der Werkstoffkombination und der Umformgeschwindigkeit [Tak13] abhängig.

Der Temperatureinfluss (Raumtemperatur bis 150°C) auf die Erwärmung von Sandwichblechen beim V-Gesenkbiegen wurde erstmals von *Kim et. al.* untersucht, wobei eine reduzierte Scherfestigkeit der Klebeschicht und eine erhöhte Maßhaltigkeit des umgeformten Bauteils bei Erhöhung der Umformtemperatur festgestellt wurde [Kim90]. *Weiss et. al.* führten 4-Punkt-Biege- und Tief-

ziehversuche mit U-Kanal-Werkzeugen durch und stellten ebenfalls eine signifikante Abhängigkeit der Rückfederung von der Umformtemperatur fest. Eine erhöhte Temperatur bewirkt dabei eine reduzierte Rückfederung der Sandwichbleche, jedoch wird durch eine starke Temperaturerhöhung eine dauerhafte Schädigung der Klebeschicht verursacht, wodurch die Tendenz zur Faltenbildung erhöht wird [Gre06, Wei07]. Eine Temperaturerhöhung führt damit zunächst nicht zu einer signifikanten Änderung der mechanischen Eigenschaften des Sandwichblechs, wohl aber zu einer Änderung der Maßhaltigkeit des Bauteils nach dem Tiefziehen. *Takiguchi et. al.* zeigen in weiteren Untersuchungen, dass eine Temperaturerhöhung von Raumtemperatur auf 40° eine geringfügige Erhöhung der Rückfederung nach dem V-Gesenkbiegen bewirkt. Es zeigen sich somit keine einheitlichen Ergebnisse in Bezug auf die Temperaturerhöhung beim V-Gesenkbiegen. Eine Erhöhung der Umformgeschwindigkeit beim V-Gesenkbiegen führt hingegen zu einer Reduzierung der Rückfederung [Tak08]. Alle Autoren erkennen dabei, dass die Änderung der Maßhaltigkeit von der Art des Klebstoffs abhängig ist, jedoch werden keine konkreten Ergebnisse zum Zusammenhang zwischen der Maßhaltigkeit der umgeformten Bauteile und der Art und Menge des Klebstoffs veröffentlicht bzw. der Adhäsionsmechanismen zwischen Klebstoff und Deckblechoberfläche charakterisiert.

Delaminationsformen der Klebeschicht

Bei Klebeverbindungen kann grundsätzlich zwischen adhäsivem und kohäsivem Versagen differenziert werden. Bruchflächen werden dabei durch die eingeleitete Scherbeanspruchung in Kohäsions- und Adhäsionsbruchflächenanteile untergliedert [Kok04]. In der Modellvorstellung einer dreiphasigen Klebeschicht mit zwei grenschichtnahen Zonen (Adhäsionsphasen) und einem innenliegenden Anteil (Kohäsionsphase) liegt beim Bruch der Verbindung eine nach makroskopischen Gesichtspunkten fehlerfreie Klebschicht vor, wenn je nach Festigkeit der einzelnen Zonen das Versagen entweder stets in der Adhäsions- oder stets in der Kohäsionsphase stattfindet [Hab02]. Dünne Klebschichten (< 0,5 mm) versagen jedoch selten durch rein kohäsive Fehler, sondern enthalten in der Regel mindestens einen adhäsiven Fehler. Dicke Klebschichten (> 2 mm) hingegen versagen bisweilen durch kohäsive Fehlstellen, die keine Anteile der Adhäsionsphase zeigen [Kok04].

Interlaminares Versagen an Grenzschichten tritt bei Mehrschichtverbunden in Form von Delamination und Enthftung (*engl. disbond*) auf. Delamination bezeichnet das Ablösen von Schichten innerhalb eines Verbundes und wird primär als Begriff bei Faserverbundwerkstoffen verwendet. Enthftungen stellen hingegen ein Versagen der Anhaftung zwischen Deckblech und Klebeverbindung dar. In der Literatur wird zwischen sogenannter schwacher Enthftung (*engl. weak bond, smooth bonds*) und vollständiger Enthftung (*kissing bonds*) unterschieden. In der einschlägigen Literatur herrscht bislang noch Uneinigkeit über eine genaue Definition des Begriffs „*kissing bonds*“. Manche Autoren definieren *kissing bonds* als Null-Haftfestigkeit trotz anliegenden Grenzflächen. Andere hingegen sehen um 20 % verringerte Haftfestigkeiten im Vergleich zur Normalfestigkeit bereits als *kissing bonds* an [Woo14]. *Hofmann* untersuchte in diesem Kontext verschiedene zerstörungsfreie Prüfverfahren zur Detektion von *kissing bonds* und stellte fest, dass

sich insbesondere der Durchschallultraschall und die Sherographie zur Detektion von künstlich erzeugten Fehlstellen eignen [Hof16b]. *Stein* nutze zerstörungsfreie Prüfverfahren zur Detektion von Delamination nach dem Scherschneiden von Sandwichblechen. Aufgrund der hohen Wärmeleitung der untersuchten Aluminiumverbunde ist bei der Thermographieprüfung von Schichtverbunden eine vergleichbare Auflösung wie bei der Ultraschalltechnik und CT-Prüfung nicht erreichbar [Ste17].

Stegmaier et. al. ermittelten die Delaminationsfestigkeit von Mehrschichtverbunden durch einfache Zugversuche [Ste08] und konnte somit die Güte der Verbindungsfestigkeit durch den Herstellungsprozess der Halbzeuge bewerten. Auf die im Umformprozess auftretende Delamination kann mit dieser Methode jedoch nicht geschlossen werden.

Li et. al. zeigten, dass steigende Umformgeschwindigkeiten ($v=0,1-1,5$ mm/s) einen positiven Einfluss auf das Delaminationsverhalten beim Tiefziehen haben. Positiv bedeutet in diesem Kontext, dass die Bauteile bei großen Geschwindigkeiten tiefer gezogen werden konnten, ohne dass es zu einem Ablösen der Klebschicht kam. Ein Erhöhen der Blechhalterkraft über eine spezifische Grenze hinaus (hier: 15 kN) unterdrückt die Faltenbildung von Mehrschichtverbunden in diesem Fall, wobei eine Erhöhung der Reibungszahl das Risiko lokaler Delamination anfangs senkt, dieses jedoch anschließend durch die steigende Schubdeformation in der Zwischenschicht vergrößert [Li13]. *Cheng* zeigt, dass neben der Scherspannung auch eine Abhängigkeit von der Druck- bzw. Zugspannung vorliegt [Che04].

Nutzmann führte eine fiktive, geschätzte Versagensscherspannung ein, da er die reale Versagensscherspannung beim Tiefziehen von Sandwichblechen weder experimentell noch theoretisch ermitteln konnte [Nut08]. Er stellt fest, dass technologisch eindeutige Versuche entwickelt werden müssen, welche ähnlich zu dem Scherzugversuch aufgebaut sein sollten, um die komplexen Delaminationsspannungen und Dehnungen applizieren und bestimmen zu können. Ausdrücklich weist er darauf hin, dass die komplexe Delaminationsproblematik hierbei theoretisch nicht durchdrungen ist.

Son hingegen analysiert die Vorhersage von Delamination und Reißfestigkeit von polymerbeschichteten Metallen während des Prägens [Son15]. Bild 2-18 zeigt die beiden Versagensfälle beim Prägen von polymerbeschichteten Blechwerkstoffen. Mithilfe von optischer Messtechnik wurde eine Delaminationsgrenzkurve durch experimentelle Formänderungsanalysen erarbeitet, die sowohl eine Grenzkurve der Deckbleche als auch eine Delaminationsgrenzkurve der Beschichtung darstellt. Die Grenzkurven, welche die Delamination unter mehrachsiger Beanspruchung darstellt, konnten in diesem Fall mithilfe von optischer Messtechnik ermittelt werden, da es sich um eine einseitig beschichtete Oberfläche handelte. Ähnliche Erkenntnisse wurden von *Lim et. al* an beschichteten Blechen getroffen. Sie verdeutlichten anhand eines verifizierten numerischen Modells, dass eine signifikante Abhängigkeit von der Delamination des Bauteils zwischen der Klebstoffschädigung und des Matrizenradius des Umformwerkzeuges besteht [Lim16]. Diese Beobachtungen konnten wiederum von [Van08] und [Van09] bestätigt werden. Die Ergebnisse dieser Arbeiten zeigen im Wesentlichen, dass der Eintritt der Delamination für das Umformver-

fahren Tiefziehen eine signifikante Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie (Matrizenradius, Ziehspalt) aufweist.

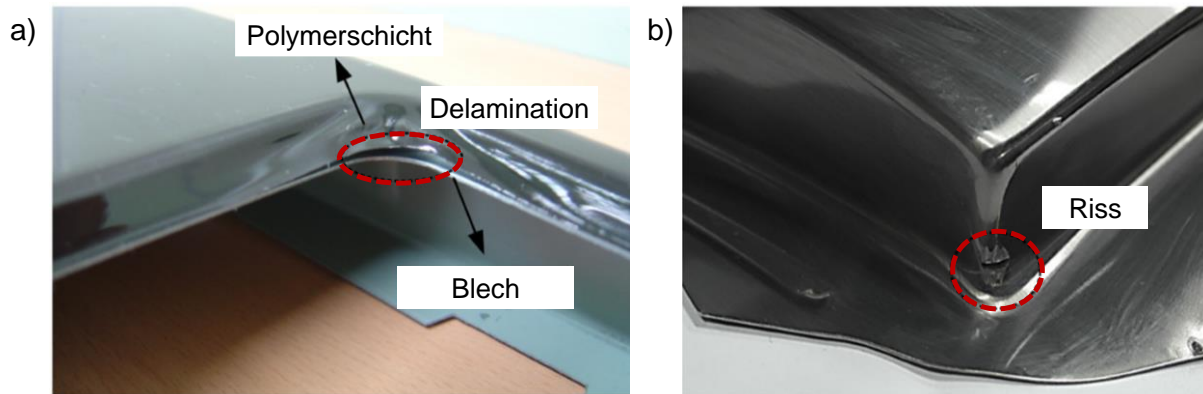


Bild 2-18: Delamination von beschichteten Blechen (Stahl $s_0=0,8$ mm; PVC $60\ \mu\text{m}$ bzw. PET $30\ \mu\text{m}$) [Son15]

Fazit: Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass das Phänomen der Delamination in Sandwichblechen bisher unzureichend wissenschaftlich durchdrungen ist. Es wurden noch keine ganzheitlichen Zusammenhänge veröffentlicht, welche Zonen der Zwischenschichten durch welchen Umformprozess bzw. durch welches Verzerrungsfeld der Deckbleche delaminieren und welche Bereiche eine ausreichende adhäsive Wirkung aufweisen [Tak03b; Kop05]. Eine besondere Herausforderung besteht daher nach wie vor in der experimentellen Ermittlung von Kennwerten, welche das mögliche Versagen dieser Verbunde für die Umformverfahren Tief- und Streckziehen präzise charakterisiert. Der Stand der Technik zur Kennwertermittlung und der Prüfverfahren von Klebeverbindungen wird in Kapitel 2.3.2 aufgezeigt.

2.2.4 Umformung von Doppelplatinen

Ein wenig erforschetes Verfahren ist das konventionelle Tiefziehen von zwei aufeinanderliegenden Platinen im ungefügten Zustand (Doppelplatine). *Karajibani et. al.* untersuchten die Tiefziehbarkeit dieser Doppelplatinen aus dem gleichen Blechwerkstoff und stellten fest, dass das Grenzziehverhältnis der Doppelplatine ungefähr dem Mittelwert der Grenzziehverhältnisse der verwendeten monolithischen Platinen entspricht. Das Dickenverhältnis der beiden Deckbleche beeinflusst das Grenzziehverhältnis der Doppelplatine ebenfalls. Die Autoren zeigen, dass die Umformbarkeit der Doppelplatine erhöht werden konnte, wenn der Blechwerkstoff mit der höheren Gleichmaßdehnung stempelseitig positioniert wird [Kar15].

Aghchai et. al. stellten ebenfalls eine leichte Verbesserung der Umformbarkeit fest, wenn ein Blechwerkstoff mit geringer Umformbarkeit (z.B. Aluminium 1100) zusammen mit einem Blechwerkstoff (z.B. Stahl DX54), welcher eine gute Umformbarkeit aufweist, tiefgezogen wird [Agh08]. Letzterer scheint eine stützende Wirkung auf das Innenblech aus Aluminium auszuüben, was sich in einer leichten Erhöhung der Grenzformänderungskurve des Verbundes zeigt.

Atrian *et. al.* zogen zwei aufeinanderliegende Messing-Stahl-Verbunde (vgl. Bild 2-19a/b) im ungefügten Zustand gemeinsam tief und verglichen die ermittelten Kraftverläufe zwischen der FEM-Simulation und dem Experiment. Die Stempelkräfte wurden in der Rechnung um mehr als 10 % überschätzt. Die Ergebnisse verdeutlichten ebenfalls, dass der Aufbau der Schichten und die quantitative Bestimmung der Reibung maßgeblich die globalen und lokalen mechanischen Eigenschaften der Verbunde definieren [Atr13].



Bild 2-19: Gemeinsamtiefziehen von Messing-Stahl-Verbunden [Atr13]

Ebert modifizierte das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens* von zwei aufeinanderliegenden Blechen durch eine nachfolgend beschriebene konstruktive Neuerung am Bauteil (vgl. Bild 2-20a/b) [Ebe03]. Die aufeinanderliegenden Bleche (1/2) werden dabei in Wirkrichtung des Umformwerkzeuges zuerst gemeinsam umgeformt (z.B. durch Tiefziehen). Die Patentschrift schreibt vor, dass in einer ersten Ziehstufe zumindest eine Absatzstufe mit einem senkrechten Horizontalabschnitt (4) und einem parallelen Vertikalabschnitt eingebracht wird. In einer weiteren Ziehstufe mit gleicher Wirkrichtung (3) wie in der ersten Ziehstufe wird dann in den Horizontalabschnitt eine Verprägung (5) eingebracht. Die Verprägung erzeugt einen Hinterschnitt, sodass ein Formschluss ähnlich wie bei einem Clinchprozess entsteht.

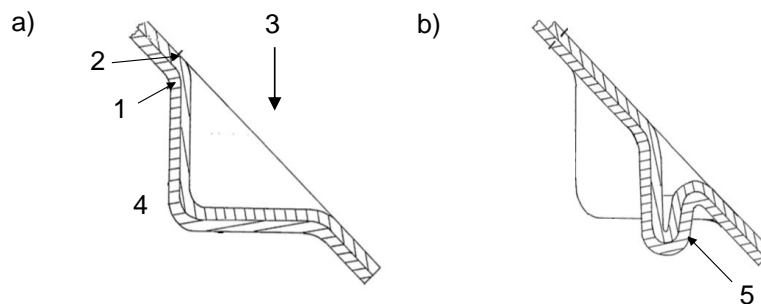


Bild 2-20: a) Erste Ziehstufe: *Gemeinsamtiefziehen* einer Stufe von zwei aufeinanderliegenden Blechen; b) Zweite Ziehstufe: Verprägung zur Erzeugung eines Formschlusses

Das Tiefziehen von Doppelplatinen wurde in der Vergangenheit im Wesentlichen im Zusammenhang mit der Entwicklung von wirkmedienbasierten Umformverfahren mit aktivem Wirkmediendruck (vgl. Bild 2-21a-c) bekannt. In Abgrenzung dazu werden bei den hydromechanischen Umformverfahren (z.B. hydromechanisches Tiefziehen) fast ausschließlich Einzelplatinen verwendet [Neu07; Lie10]. In der Zeit von 1998 bis 2009 entstanden am Institut für Umformtechnik zahlreiche Verfahrenspatente zur wirkmedienbasierten Umformung von Doppelplatinen: [Sie97a; Sie97b; Wag05; Wag06; Lie09a; Lie11]. Diese sollen jedoch nicht weiter analysiert, sondern ausschließlich zur vollständigen Darstellung zur Umformung von Doppelplatinen genannt werden.

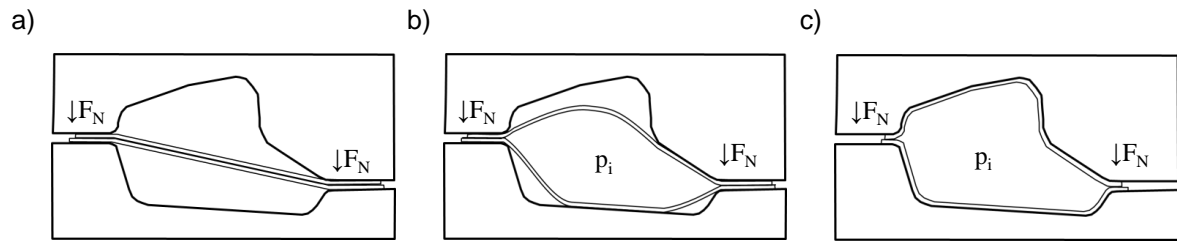


Bild 2-21: Prinzip des Umformens von Doppelplatten mittels Innenhochdruckumformung:

- a) Einlegen und Vorformen der Doppelplatte; b) Beaufschlagung mittels Innenhochdruck zwischen beiden Platten; c) Ausformen der Halbschalen an der Innenkontur des Werkzeuges [Lie11]

Fazit: Aus der Literaturrecherche geht hervor, dass derzeit keine fundierten Arbeiten zur Umformung von Doppelplatten, insbesondere bestehend aus verschiedenen Blechwerkstoffen vorliegen. Interessanterweise existieren bereits Bauteile aus Doppelplatten in der industriellen Praxis [Ern17]. Es wird festgehalten, dass der Erkenntnisstand der komplexen Wirkmechanismen der Verbindungsfestigkeit bzw. der Prognose der Verbindungskraft solcher Hybridbauteile auf Basis der Rückfederung heute noch nicht ausreichend verstanden ist.

2.3 Darstellung von flächigen Fügeverfahren

Dieses Kapitel dient der Darlegung einer Übersicht von Fügeverfahren für flächige Verbindungen stoff- und kraftschlüssiger Art. Die Darstellung zielt primär auf die Ermittlung von bekannten Kennwerten und Prüfverfahren solcher flächiger Verbindungen ab und ist notwendig, um die in Kapitel 4 und 6 beschriebenen Verfahren gemäß der Fertigungsverfahren nach DIN 8593 einordnen zu können.

2.3.1 Klassifizierung von Fügeverfahren

Das Fügen lässt sich nach DIN 8593 in neun Untergruppen, welche in Bild 2-22 dargestellt sind, unterteilen. Die Fügeverfahren können in bis zu 72 Gruppierungen gegliedert werden, abhängig davon, welche Halbzeuge gefügt werden. Fügen bezeichnet dabei das dauerhafte Verbinden von mindestens zwei Bauteilen. Die Auswahl des passenden Fügeverfahrens hängt primär von den zu fügenden Materialpaarungen und der Werkstückgeometrie ab [Fri13] sowie von den Anforderungen an die Produktästhetik [Hoe16].

Die einzelnen Fügeverfahren lassen sich nach unterschiedlichen Kriterien klassifizieren. Generell wird zunächst unterschieden, ob für die Fügeverbindung ein weiteres Zusatzfügeelement (z.B. Niete) benötigt wird, oder ob die Fügeverbindung durch Umformen (kraft- und formschlüssig; [DIN03b]) oder Aufschmelzen der Grundwerkstoffe (stoffschlüssig) erfolgt [Gro11a]. Die form- und kraftschlüssigen Fügeverfahren werden dabei auch als Synonym der mechanischen Verbindungen eingeführt, sodass im Folgenden die gleiche Terminologie verwendet werden soll. Bild 2-23 gibt eine Klassifizierung wieder, welche die Fügeverfahren neben ihrer Art des physikalischen Wirkprinzips auch nach der geometrischen Kraftübertragung untergliedert.

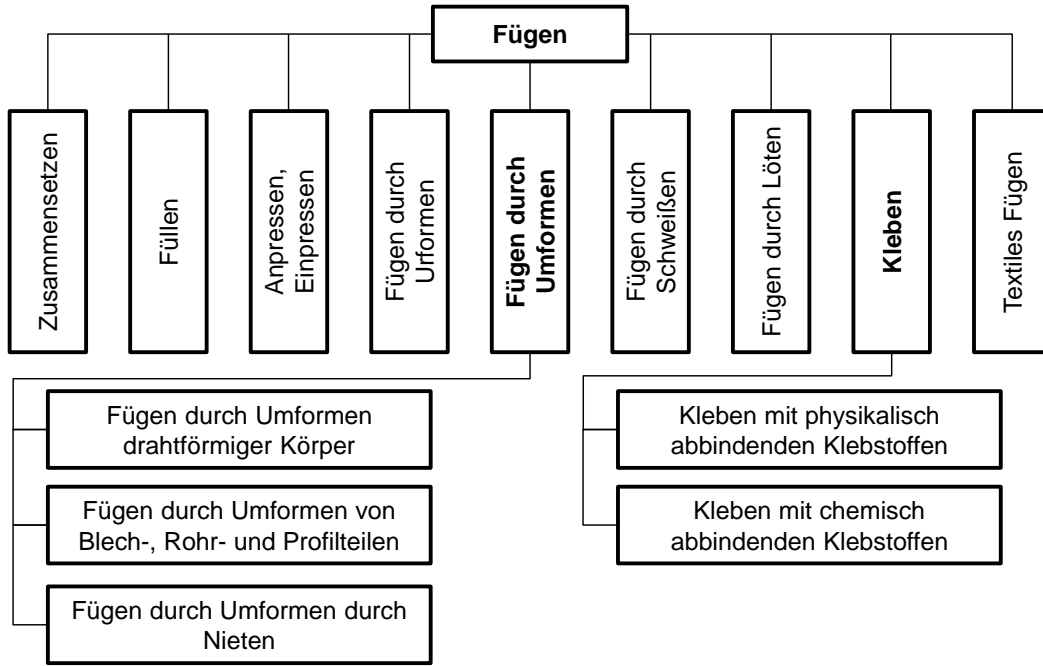


Bild 2-22: Klassifizierung der Fügeverfahren nach DIN 8593

Punktueller Verbindungen						
Punkt-schweißen	Clinchen	Halbhohl-Stanz-nieten	Voll-Stanz-nieten	Flowdrill-Schraube	Bolzen-setzen	Reib-element-schweißen
(S)	(K) (F)	(K) (F)	(K) (F)	(K) (F)	(K)	(S) (K) (F)

Linienförmige Verbindungen		Flächige Verbindungen		Wirkprinzip
Metall-schmelz-schweißen	Laser-schweißen	Kleben	Laserlöten	
				(K) Kraftschluss
(S)	(S)	(C)	(S)	(F) Formschluss
				(C) Chemisch

Bild 2-23: Einteilung der Fügeverfahren in punktueller, linienförmige und flächige Verbindungen [Fri04; Bac13; Fel14; Käs16]

Bei den einzelnen Verfahren kann zwischen punktuellen, linienförmigen und flächenhaften Fügeverbindungen differenziert werden. Der Einsatz des Fügeverfahrens hängt dabei von der Werk-

stoffpaarung, der Werkstoffdicke der Fügepartner, der Reihenfolge bzw. der Füge- richtung, der Zugänglichkeit, der Mehrlagigkeit (zwei- oder dreilagige Fügeverbindungen) sowie den Anforderungen an die Dichtheit der Fügeverbindung ab [Bac13].

Die folgenden Kapitel legen einen wesentlichen Schwerpunkt in der Darstellung des Standes der Technik auf dem Gebiet der Verbindungscharakterisierung von flächig gefügten Sandwichblechen.

2.3.2 Flächiges Fügen durch Kleben

Eine wesentliche und stetig zunehmende Bedeutung auf dem Gebiet des Fügens von Blechbauteilen konnte in der Vergangenheit den klebtechnischen Verfahren zugeordnet werden. Auch für die Zukunft kann auf Grund einer ständigen Weiterentwicklung und Verbesserung der Klebstoffe davon ausgegangen werden, dass das Kleben in der industriellen Blechverarbeitung eine zentrale Rolle in Bezug auf das Fügen von Blechbauteilen in größeren Strukturen wie etwa Karosserien einnehmen wird.

In [DIN16] sind Klebstoffe als nichtmetallische Stoffe definiert, welche die Füge- teile durch Flächenhaftung und innere Festigkeit (Adhäsion und Kohäsion) verbinden. Die chemische Verbindung zwischen Fügepartner und Klebstoff zählt somit zu den stoffschlüssigen Verbindungen, dessen wesentliches Merkmal die flächenförmige Kraftübertragung darstellt [Mes15a].

Wesentlicher Vorteil der Klebeverfahren ist der geringe Wärmeeintrag gegenüber anderen thermischen stoffschlüssigen Verfahren und der damit verbundene vermeidbare Bauteilverzug. Zusätzlich wird die Spaltkorrosion beim Kleben durch den Klebstoff in der Fuge vermieden [Bro89].

In der Blechumformung finden vorzugsweise Strukturklebstoffe Anwendung, welche sich durch eine steife, kraftübertragende Verbindung von hochfesten, meist steifen Deckblechen auszeichnen. Neben schubübertragenden Klebstoffen werden in technischen Anwendungen auch schubweiche und elastische Klebstoffe [Eng14] verwendet (z.B. Dichtungsklebstoffe). Bei Strukturklebstoffen handelt es sich in der Regel um crashoptimierte, einkomponentige Reaktionsklebstoffe auf Epoxidharzbasis, deren Aushärtung durch Zufuhr einer bestimmten Wärmemenge über eine definierte Zeitspanne erfolgt [Mes15a]. Der Klebstoffauftrag wird heute oftmals mittels Robotern durchgeführt, da diese den Klebstoffauftrag prozesssicher und wiederholungsgenau durchführen können [Hab02; Ras12].

Prüfmetho- den der Verbindungscharakterisierung von Klebeverbindungen

Experimentell werden verschieden genormte Prüfmetho- den zur Charakterisierung von Sandwichblechen eingesetzt. Diese sind jedoch an spezielle Probengeometrien, Spannungszustände in der Klebschicht und Werkstoffe gekoppelt und besitzen daher nur eine limitierte Aussagekraft. Materialmodelle für die Finite-Elemente-Methode (vgl. Kap. 2.5) benötigen jedoch eindeutige und möglichst universell gültige Kennwerte für die Vorhersage des Sandwich- bzw. Klebstoffverhaltens.

1. Beschreibung von Klebverbindungen mittels der Kontinuumsmechanik

Für die Prüfung der Zugfestigkeit von Stumpfklebungen wird der Kopfzugversuch nach DIN EN 15870 durchgeführt [DIN09b]. Dabei wird der Prüfling (Durchmesser 20 mm) beidseitig eingespannt und mit ansteigender Zugkraft mit einer definierten Geschwindigkeit von 10 mm/s belastet, bis das Klebstoffversagen eintritt (vgl. Bild 2-24a).

Die Scherzugfestigkeit von Sandwichblechen wird in der DIN 53281 [DIN06] und in DIN EN 1465 [DIN09a] für dünnen Proben mit Dicken bis 1,6 mm und der DIN 15336 [DIN07] für dicke Proben bis zu 6 mm Dicke definiert. Die Regelung ist hier nicht eindeutig, sodass ein Einfluss der Fügeiteildeformation auf die Probe entsteht. Die im Versuch ermittelte Klebfestigkeit, auch Scherzugfestigkeit genannt, wird als Klebstoffkennwert und wichtige Entscheidungsgröße bei der Klebstoffauswahl in den jeweiligen Klebstoffdatenblättern von Klebstoffherstellern angegeben. Der Kennwert ermöglicht bei gleichbleibender Prüfkfiguration eine vergleichende Klebstoffcharakterisierung und kann zur Bewertung der Qualität der Klebung und der Eigenschaften des Klebstoffs herangezogen werden [Hab09]. Der Probenkörper zur Bestimmung der Scherzugfestigkeit besteht aus zwei überlappend verklebten Blechen, wobei die Überlapplänge nach [DIN09a] $l_{\text{ü}}=12,5$ mm beträgt (Probenlänge $l=100$ mm).

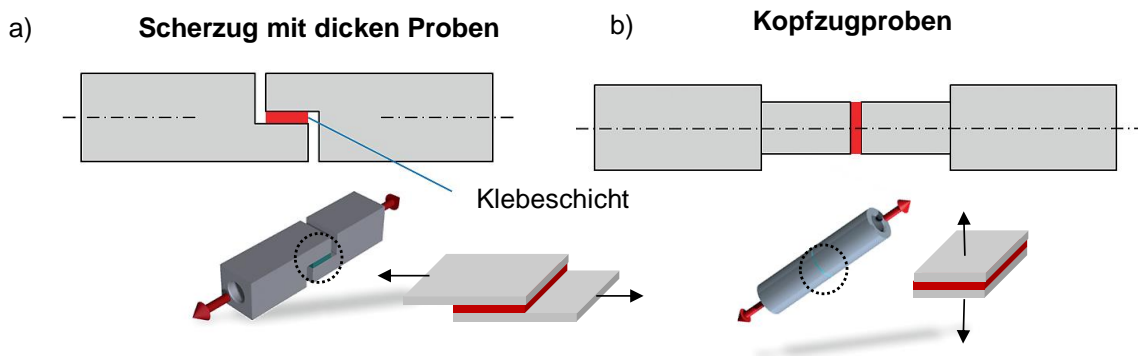


Bild 2-24: Normvorgabe zur Prüfung von Klebverbindungen mit a) (Dicker) Scherzugprobe; b) Kopfzugprobe [Mes15b]

In der Praxis treten jedoch mehrachsige Spannungszustände in der Klebschicht auf, welche nicht ausschließlich durch die genannten Zug- und Schubbeanspruchung ausreichend charakterisiert werden können. So weisen beispielsweise [Kes97; Nut08] darauf hin, dass der Scherzugversuch aufgrund der eindimensionalen Schubbeanspruchung nicht geeignet ist, um brauchbare Klebstoffkennwerte für Tiefziehsimulationen zu ermitteln. *Milch* beschreibt beispielsweise, dass die Methode wegen der mehrfachen, undefinierten Belastungsüberlagerung aus Schub, Zug und Biegung nicht geeignet ist, um hinreichend aussagefähige Klebstoffkennwerte ermitteln zu können [Mil07], um damit geeignete Modelle aufbauen zu können. Nichtsdestotrotz kann der Scherzugversuch nach DIN EN 1465 für vergleichende Untersuchungen unter gleichen Bedingungen eingesetzt werden [Ras12].

2. Beschreibung von Klebeverbindungen mittels der Bruchmechanik

In der linear-elastischen Bruchmechanik, welche den Rissfortschritt in einem Körper unter Last beschreibt, wird zwischen drei verschiedenen Beanspruchungs- bzw. Rissöffnungsarten unterschieden (vgl. Bild 2-25) [Ric12]. Modus I bewirkt ein Öffnen der Rissflanke und wird üblicherweise durch eine Zug- und/oder Biegebeanspruchung verursacht. Modus II ruft eine entgegengesetzte Verschiebung der Rissflanke hervor und entsteht durch eine eingeleitete Schubbeanspruchung zwischen beiden Fügepartnern. Modus III wird durch eine Verschiebung quer zur Rissausbreitung hervorgerufen, welche beispielsweise durch eine auftretende Torsionsbeanspruchung eingeleitet werden kann.

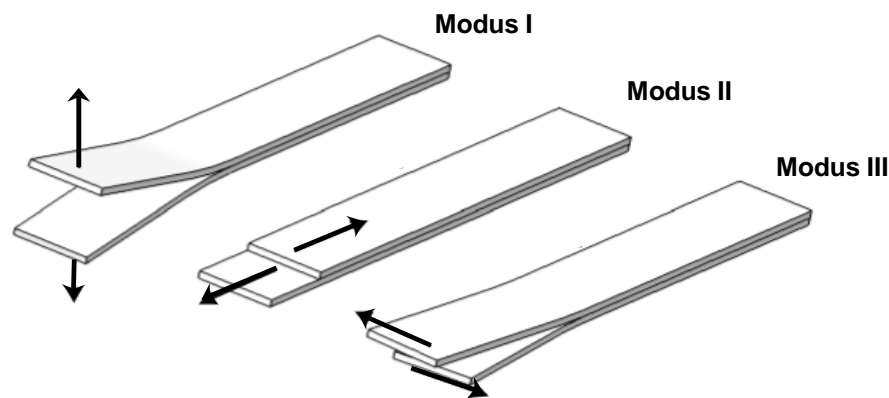


Bild 2-25: Rissöffnungsarten in der linear-elastischen Bruchmechanik: Modus I (Zugbeanspruchung); Modus II (Schubbeanspruchung in Längsrichtung); Modus III (Schubbeanspruchung in Querrichtung) [Ric12]

Eine standardisierte Testmethode zur Ermittlung der Bruchenergie im Modus I ist in ASTM D 5528-01 (*American Society for Testing and Materials*) beschrieben [AST13]. Die darin aufgezeigten experimentellen Möglichkeiten basieren im Wesentlichen auf einem von *Blackmann* und *Kinloch* [Bla01] erstellten Bericht über die Verwendung sogenannter *Double Cantilever Beam* Proben (DCB-Proben) oder *Tapered Double Cantilever Beam*-Proben (TDCB-Proben), um die linear-elastische Bruchenergie der Klebeverbindung zu bestimmen (vgl. Bild 2-26a/b). Dabei werden drei verschiedene Methoden zur Berechnung der Bruchenergie vorgeschlagen. Diese gliedern sich in:

- *Simple Beam Theory* (SBT),
- *Corrected Beam Theory* (CBT) und
- *Experimental Compliance Method* (ECM, nicht beschrieben).

Für die Berechnung der Bruchenergie nach der *Simple Beam* Theorie (SBT) wird nachfolgende Formel Gl. 2-6 verwendet:

$$G_{Ic}^{SBT} = \frac{3 \cdot F \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot a} \quad (\text{Gl. 2-6})$$

Dabei setzt sich die Gleichung aus der Bruchenergie (G_{Ic}), der aufgebrachten Kraft F , der Verschiebung δ , der Probenbreite b sowie der aktuell sich ausbildenden Risslänge a zusammen. Die *Corrected Beam* Theorie (CTB) hingegen berücksichtigt die elastische Deformation durch das auftretende Biegemoment, sodass die Risslänge um den Risslängenkorrekturfaktor Δ ergänzt wird. Die Bruchenergie berechnet sich somit aus Gleichung 2-7:

$$G_{Ic}^{CBT} = \frac{3 \cdot F \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot (a + \Delta)} \quad (\text{Gl. 2-7})$$

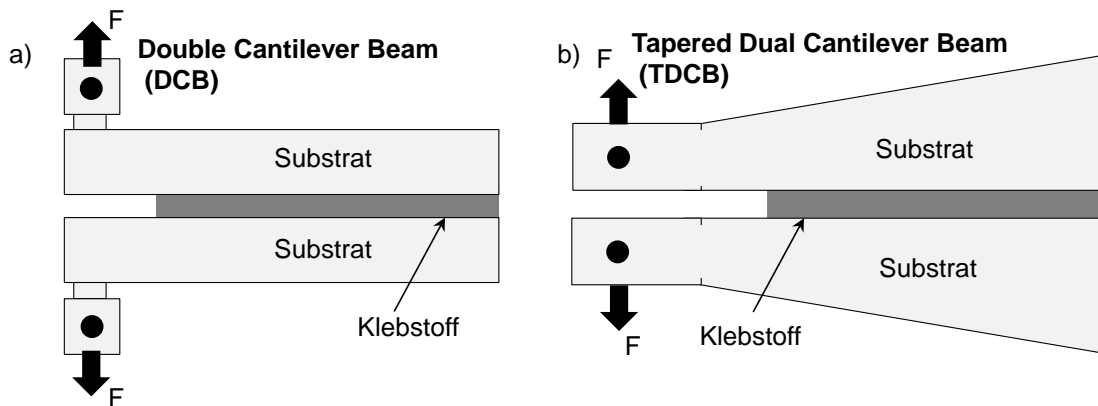


Bild 2-26: Aufbau des *Double Cantilever Beam (DCB)* und *Tapered-Dual-Cantilever-Beam Prüfverfahrens* [Bla01]

Im Gegensatz zum normierten DCB-Verfahren ist die Beanspruchung im Modus II-Verfahren weniger eindeutig und noch nicht entsprechend standardisiert. In der Praxis wird die ENF-Probe (*engl. End Notched Flexure*) am weitesten eingesetzt. Ferner kann die CLS-Probe (*engl. Cracked Lap Shear*) zur Ermittlung der Schubbeanspruchung verwendet werden, bei der die erforderliche Schubspannung durch eine Scherzugbeanspruchung wie bei der Scherzugprobe und nicht durch Biegung wie bei der ENF-Probe aufgebracht wird [Mes17]. Die metallischen Substrate können dabei als dicke, quasi starre Platten, oder dünne Substrate ausgeführt werden. Ein Nachteil der relativ dicken Substrate stellt die unzureichende Vergleichbarkeit mit industriell hergestellten Verbunden dar.

Bei Modus III handelt es sich um eine Beanspruchung auf die Klebeverbindung, welche aus einer Verschiebung der Rissflanken quer zur Rissausbreitungsrichtung entsteht (z.B. Torsionsbeanspruchung). Treten alle Modi gleichzeitig auf, spricht von einer sogenannten *Mixed-Mode*-Beanspruchung der Verbunde. Im folgenden Unterkapitel soll daher auf ausgewählte Literatur zu diesem Thema eingegangen werden, da die mehrachsige Beanspruchung von Klebverbindungen im Hauptteil dieser Arbeit (Kap. 6) erneut aufgegriffen wird. Im Folgenden werden daher verschiedene Prüfverfahren von Sandwichblechen unter mehrachsiger Beanspruchung beschrieben.

Mehrachsige Zug- und Scherbeanspruchung von Sandwichblechen

Um die Gültigkeit von analytischen und numerischen Modellen validieren zu können, werden neben dem oben beschriebenen Scherzugversuch auch KSII-Proben verwendet [Sch03a]. Diese

KSII-Probe wurde als zusätzlicher Validierungstest zur Scherzugprüfung entwickelt, um eine mehrachsige Beanspruchung (vgl. Bild 2-27a/b) in eine Klebefuge einzuleiten. Der Spannungszustand kann durch eine drehbar gelagerte Probeneinspannung momentenfrei variiert werden. Zur Herstellung der KSII-Proben werden zwei entgegengerichtete U-Kanal-Bauteile miteinander verklebt. Ein großer Nachteil der KSII-Probe stellt die individualisierte Halbzeugherstellung dar, sodass eine von den auf diese Weise ermittelten Ergebnissen Übertragbarkeit von Laborproben auf industriell hergestellte Halbzeuge nur bedingt möglich ist.

Im FOSTA-Projekt P676 [Bre08] wurde das überlagerte Versagensverhalten von Druck- und Zugbeanspruchung von Strukturklebungen mit geringen Klebeschichten mithilfe der oben beschriebenen KSII-Probe untersucht und mit der numerischen Simulation verglichen. Es konnten insbesondere bei der kombinierten Beanspruchung signifikante Abweichungen zwischen Simulation und Experiment bei dünnen Strukturklebungen festgestellt werden. Grund dafür sind die starken plastischen Verformungen in Richtung der Lasteinleitung auf das Halbzeug (Blechdicke $s_0=1,2$ mm), eine Streuung der Klebschichtdicke und eine Durchbiegung der Probe, welche einen nicht homogenen Spannungszustand innerhalb der Klebschicht bewirkt. Die Schädigung des Klebstoffs beginnt an den Rändern im Bereich der größten plastischen Verformung der Fügebauteile und breitet sich sukzessive bis zum vollflächigen Bruch aus [Bre08, Bur15].

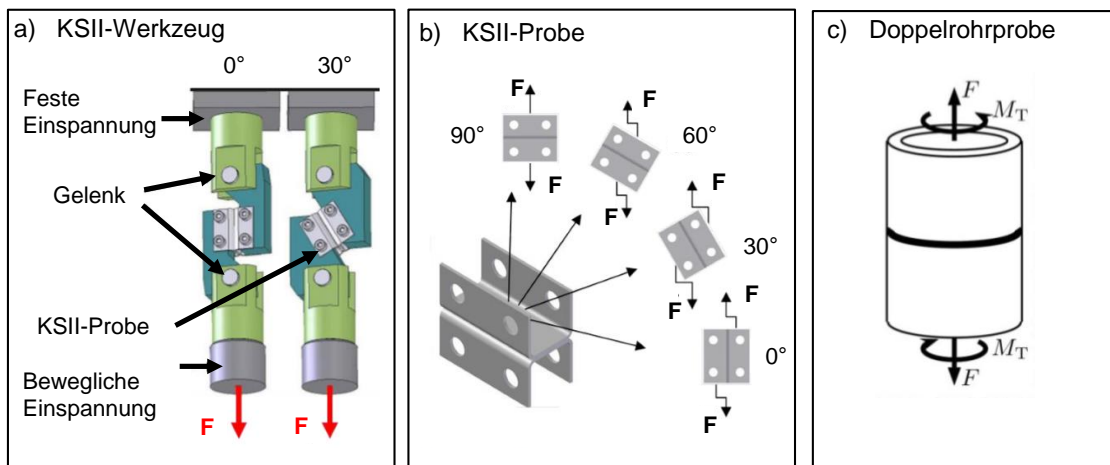


Bild 2-27: Versuchsanordnungen zur Applikation einer mehrachsigen Zug- und Scherbeanspruchung: a) Werkzeug zur Einspannung der KSII-Probe; b) Anordnung der KSII-Probe [Sch03a]; c) Doppelrohrprobe nach DIN EN 14869

Ein kritischer Aspekt ist hierbei insbesondere die plastische Verformung der Fügebauteile, weshalb diese bei Kräfteinleitung nicht als starre Körper betrachtet werden dürfen, da sonst falsche Spannungs- und Dehnungswerte in der Klebefuge gemessen werden. Im FOSTA-Projekt P676 [Bre08] wurden bereits signifikante Abweichungen von Simulation und Experiment im überlagerten Versagensverhalten (Zugkraft vs. Scherkraft) von dünnen Strukturklebungen festgestellt. Diese werden primär durch eigens verwendete, veränderte Randbedingungen erklärt, welche in Form von vorgelagerten Umformprozessen eingebracht werden. Zusammenfassend sind Abweichungen von bis zu 50 % des jeweiligen Kraft- bzw. Verschiebungswertes ermittelt worden.

Ein weiterer Versuch, eine mehrachsige Beanspruchung in die Klebeschicht einzuleiten, ist die sogenannte Doppelrohrprobe nach DIN EN 14869-1, in welcher ein quasi-homogener Schubspannungszustand herrscht [Bur15]. Die Scherbeanspruchung wird durch ein Torsionsmoment zwischen zwei verklebten Rundkörpern eingeleitet (vgl. Bild 2-27c) und die Zugbeanspruchung durch eine eingeleitete Zugspannung erzeugt. Die Verschiebung wird über einen biaxialen Wegaufnehmer gemessen. Nachteilig ist das hohe Drehmoment, welches von der Maschine zur Verfügung gestellt werden muss, sodass handelsübliche Zugprüfmaschinen selten eingesetzt werden können [Mes17].

Eine weitere Möglichkeit, mehrachsige Spannungszustände in Sandwichbleche einzuleiten, wurde von *Koch* vorgestellt [Koc96]. Die Winkelverstellbarkeit führt zu einer kombinierten Zug- und Scherbeanspruchung. Die Untersuchungen von *Koch* fokussieren sich jedoch ausschließlich auf Dickschichtklebungen (mit einer Zwischenschichtdicke $>200\ \mu\text{m}$). *Buhl* baut auf diesen Untersuchungen auf und führt ähnliche Untersuchungen mit Dünnschichtklebungen für das Markenprodukt *ThyssenKrupp Bondal* durch [Buh14]. Die Ergebnisse der richtungsabhängigen Beanspruchung zeigten jedoch keine eindeutigen Ergebnisse.

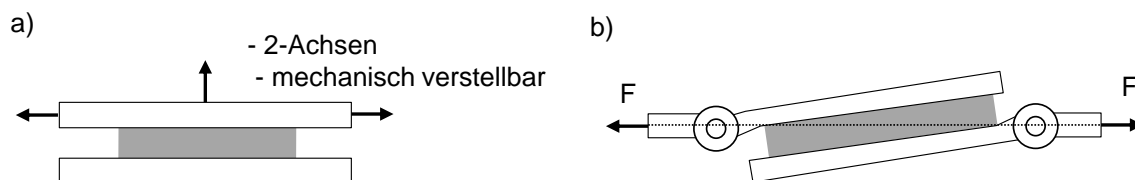


Bild 2-28: Kombinierte Zug- und Scherbeanspruchung nach a) ASTM C273 [AST16];
b) Probengeometrie nach [Liu06]

Auch *Liu* stellt einige Überlegungen zu Prüfwerkzeugen von Dickschichtklebungen an. Ihr Konstruktionsvorschlag sieht vor, dass zwei Achsen unabhängig voneinander verschiebbar sind (vgl. Bild 2-28b), jedoch sieht die Konstruktion des Versuchsaufbaus keine beabsichtigte Verschiebung in transaxialer Richtung vor. Die Achse wurde frei gelagert, um keine zusätzliche Spannungskomponente in transaxialer Richtung zu erzeugen [Liu06]. Die Besonderheit der Prüfkonstruktion nach *Liu* liegt darin, dass die Kraftwirkungslinie durch die Kanten der Stahlplatten und durch die Ecken des Probekörpers verläuft. Mit dieser Prüfkonstruktion sind jedoch keine dünnen Strukturklebungen, wie in der Blechumformung üblich, prüfbar.

Die amerikanische Norm ASTM C273 stellt eine weitere Methode zur Ermittlung der Schubfestigkeit bei Sandwichblechen dar [AST16]. Oft werden sogenannte „Honeycomb“-Elemente untersucht, die eine wabenförmige Struktur anstelle einer einfachen Klebung aufweisen. Das Prüfverfahren nach ASTM C273 bildet ein in der Forschung üblicherweise eingesetztes Verfahren zur Ermittlung der Schubfestigkeit dieser Elemente, jedoch ist die Konstruktion zur Ermittlung der Scherfestigkeit (vgl. Bild 2-28a) aufgrund der vertikalen Verschiebung der beiden Kraftangriffspunkte als nachteilig anzusehen. Die Verschiebung der Kraftangriffspunkte führt zu einem zusätz-

lichen Biegemoment, welches eine zusätzliche unbeabsichtigte Biegebeanspruchung der Klebung hervorruft. Dünne Klebeverbindungen können auch hier nicht untersucht werden.

Fazit: Es bleibt festzuhalten, dass derzeit kein geeigneter Ansatz bekannt ist, Kennwerte für die numerische Simulation von Sandwichblechen mit dünnen Zwischenschichten unter mehrachsiger Beanspruchung zu bestimmen, welche für die Zwecke der Modellbildung verwendet werden können.

Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von mechanischen Fügeverfahren

Die Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von mechanischen Fügeverbindungen ist abhängig von der zu untersuchenden Fügeverbindung und erfolgt oft vergleichend [Gro14], sodass beispielsweise die Festigkeitseigenschaften punktförmiger, mechanischer Verbindungen häufig mit den Eigenschaften punktgeschweißter, stoffschlüssiger Verbindungen verglichen werden [Ost07]. Stanznietverbindungen werden oftmals für höherbeanspruchte Bauteile verwendet, da diese relativ hohe Kräfte im Kopfscherzug ertragen können. Clinchverbindungen hingegen werden primär für untergeordnete Bauteilstrukturen verwendet, welche keine erhöhten Trag- und Sicherheitsanforderungen erfüllen müssen.

Mehrere Autoren untersuchten den Einfluss der Oberfläche und der Oberflächenkonditionierung von mechanischen Fügeverbindungen vor dem Fügeprozess auf die Verbindungsfestigkeit der Verbunde [Ham00; Mor12]. Dabei stellte beispielsweise *Ostermann* fest, dass sich eine Beölung der Oberfläche nachteilig auf die Festigkeit der Verbindung auswirkt, da dadurch die Kraftschlusskomponente der Scherzugkraft herabgesetzt wird. Besonders nachteilig wirkt sich dieser Effekt beim Clinchen (ohne Schneidanteil) aus, da der Schmierstoff nicht aus der Umformzone entweichen kann. Die Verbindungsfestigkeit sinkt auf diese Weise um bis zu 50 %. Beim Clinchen mit Schneidanteil reduziert sich die Verbindungsfestigkeit hingegen nur um 10% im Vergleich zur Verbindungsfestigkeit ungeölter Clinchverbindungen [Ost07].

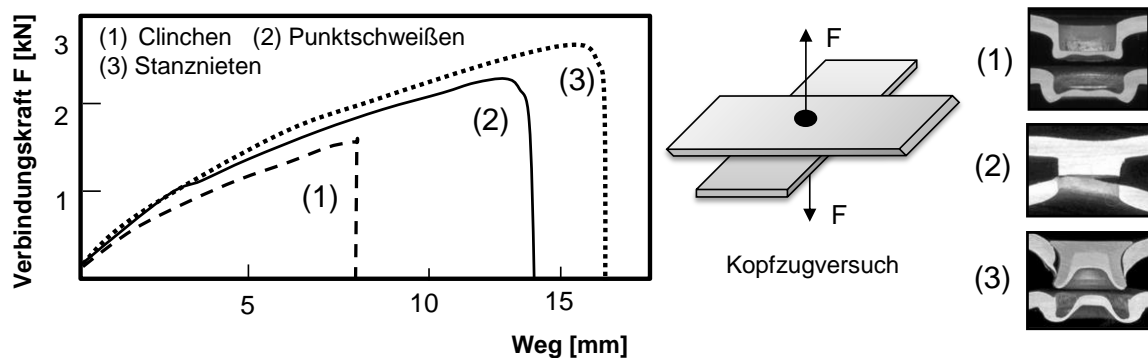


Bild 2-29: Aus dem Kopfscherversuch ermittelte Verbindungsfestigkeiten im Vergleich [Mor12] – Geometrische Abmessungen/Werkstoffe vgl. Anhang 8.16

Mechanisch gefügte Verbindungen haben unter schwingender Scherbeanspruchung gegenüber punktgeschweißten Verbindungen Festigkeitsvorteile (vgl. Bild 2-29). Dieser Vorteil gilt sowohl für Clinchverbindungen, insbesondere aber für Stanznietverbindungen [Voe00].

2.4 Integration von Funktionselementen in Mehrschichtverbunde

Mehrschichtverbunde eignen sich aufgrund ihres mehrlagigen Aufbaus hervorragend, um technische Zusatzfunktionen in Blechbauteile zu integrieren. Diese zusätzlichen Funktionen werden meist in nachfolgenden Fügeprozessen integriert, um den Formgebungsprozess zu vereinfachen oder die sensiblen sensorischen oder aktorischen Bauteile nicht zu beschädigen. Aktuelle Entwicklungen zeigen, dass diese Funktionselemente auch während oder vor dem Formgebungsprozess eingebracht werden können, um die Prozesszeiten zu verkürzen. Funktionselemente für die Integration in Mehrschichtverbunde können im Allgemeinen in die Kategorien Versteifungs-, Befestigungs- und Sensor-/Aktorelemente nach Bild 2-30 eingeteilt werden.

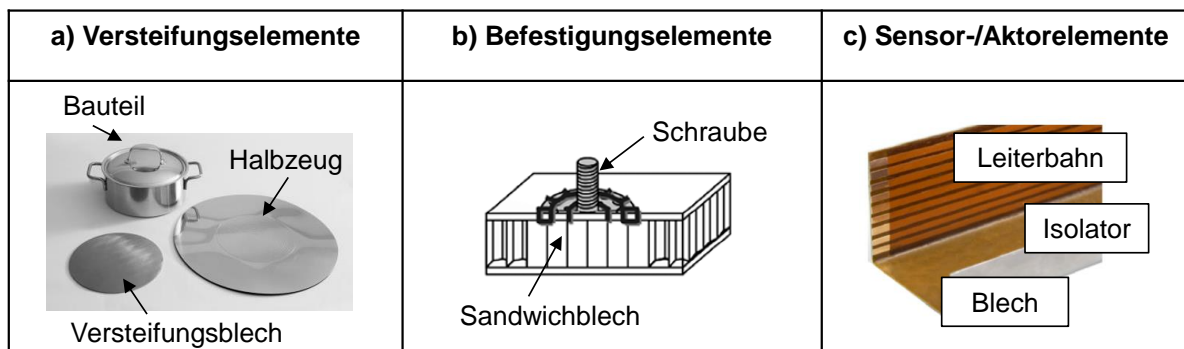


Bild 2-30: Klassifizierung von Funktionselementen in Blechbauteilen; a) Versteifung eines Kochtopfbodens [Con16]; b) Befestigungselement in Form einer integrierten Schraubverbindung [Hei09]; c) Sensorelement in Form einer aufgedruckten Leiterbahn [Gro14]

Im Folgenden werden ausgewählte Veröffentlichungen und Patentschriften zur oben beschriebenen Klassifizierung von Funktionselementen in Blechbauteilen vorgestellt.

2.4.1 Integration von Elementen mit Versteifungswirkung

Die Integration von Funktionselementen mit Versteifungswirkung in flache Strukturen aus Blech kann in drei wesentliche Gruppen unterteilt werden: Versteifungselemente aus Kunststoff, Versteifungselemente aus Metall und nicht ebene Versteifungselemente aus Metall oder Kunststoff.

In grundlegenden Arbeiten von *Lange* wurden die technologischen Werkstoffkennwerte, Biege- und einfache Napfziehversuche an Mehrschichtverbunden mit Versteifungselementen aus Kunststoff durchgeführt [Lan05]. Es wurden verschiedene Polymergranulate und (Polyolefin)-Folien verwendet ($s_0=0,5$ mm und $s_0=0,8$ mm). Das Ergebnis der Untersuchung zeigte, dass Verbunde mit einer Folienkernschicht ein größeres Umformpotenzial als die Granulatkernverbunde aufweisen. Trotz eines höheren E-Moduls der Polymergranulate gegenüber der Polyolefinfolie war bei den gewählten Prozessparametern ein Tiefziehen der Granulatkernverbunde nur bis zu einer geringen Ziehtiefe möglich. Aufgrund des spröden Materialverhaltens der Polymergranulate (bei Raumtemperatur) versagten die Adhäsionskräfte der Klebeschichten und es kam zur vollständigen Delamination der Deckbleche während der Umformung. Des Weiteren wurden unterschiedliche Polymerkerndicken von 0,2 bis 2,0 mm untersucht. Bei höheren Polymerkerndicken tritt dabei die

Problematik auf, dass das äußere Deckblech in den weichen Kern eingedrückt wird und sich Falten bilden [Sok11; Sok13]. Nachteilig an allen Verbunden mit Polymerkernen ist dessen schlechte Temperaturstabilität, die das Halbzeug ungeeignet für den Einsatz in der Automobilindustrie, z.B. für KTL-Prozesse erscheinen lässt [Sok12].

In weiteren Untersuchungen von *Palkowski, Lange, Sokolova, Harhash* und *Carrado* [Pal05; Pal07; Car11; Sok11; Sok12; Pal14; Har14a; Har14b; Har17a; Har17b] wurden zur lokalen Verstärkung der Bauteile (Werkstoff: 1.4404) lokale Versteifungselemente aus Metall in der Mitte der Ronde sowie in Rand- und Übergangsbereichen eingebracht und der Verbund anschließend tiefgezogen. Wesentliche Probleme stellen die Delamination während des Tiefziehens sowie die Positionierung und die Geometrie der eingebrachten Verstärkungsbleche dar. *Sokolova* unterscheidet ebene Verstärkungen von strukturierten Verstärkungen (vgl. Bild 2-31a). So führen scharfkantige Verstärkungselemente innerhalb von Bauteilbereichen mit hoher Dehnung zu einem verfrühten Bauteilversagen. Verstärkungselemente, die nur im Flanschbereich eingebracht werden, beeinflussen das Einlaufverhalten des Platinenrandes beim Tiefziehen und beschleunigen das Bauteilversagen zusätzlich. Zur Steigerung der Umformbarkeit beim Tiefziehen sollte der Durchmesser der Verstärkungsronde größer als der Stempeldurchmesser gewählt werden, da nur so eine Bauteilversteifung und Reduzierung der kritischen Ausdünnung erreicht werden kann [Sok11].

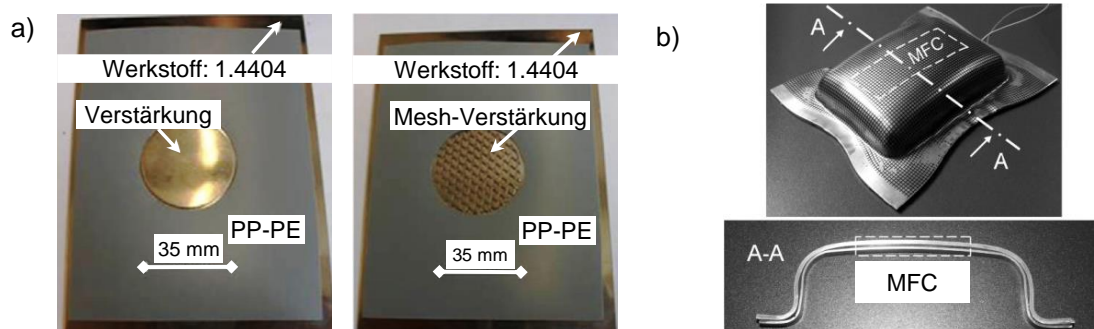


Bild 2-31: a) Lokale Verstärkungen in Stahl-Polymer-Stahl-Verbunden [Sok11];
b) Umgeformter Piezo-Metall-Verbund – Macro Fibre Composite MFC [Neu09]

Von Vorteil ist jedoch, dass mithilfe von lokalen, metallischen Verstärkungen das Punktschweißen oder das lokale Verbinden solcher Verbunde mittels Schraubverbindungen ermöglicht werden kann. Ein häufig diskutiertes Problem bei der Herstellung von Mehrschichtverbunden oder Bauteilen aus mehreren Platinen ist die beim späteren Gebrauch auftretende Spaltkorrosion zwischen den Deckblechen. Von *Lange* wurde gezeigt, dass diese Problematik bei ausreichender Abdichtung oder Füllung des Spalts durch Kunststoff umgangen werden kann [Lan05]. Neuere Arbeiten von *Harhash* und *Palkowski* thematisieren die Biokompatibilität von Sandwichverbunden in Form von Titan-Polypropylen-Verbunden (Titan Gr. 1; $s_0=0,5$ mm, PP-PE $s_0=0,6$ und 1,0 mm; 1-K Epoxidkleber Köratac FL 201), welche ebenfalls eine ausreichende Tiefziehbarkeit zeigten [Har14a].

Es existieren einige Patentschriften zur Integration von metallischen Zwischenschichten in Mehrschichtverbunde z.B. in Kochtöpfen. *Maravic* entwickelt beispielsweise ein Tiefziehverfahren zur Herstellung von Kochgeschirr mit deformationsfreiem Boden mit dem Ziel der Integration von ferritischen Zwischenschichten zur energieeffizienten Wärmeübertragung [Mar11b]. Die Motivation bildet hierbei die Integration eines magnetischen ferritischen Kerns in Form einer Boden- und Zargenversteifung eines Kochtopfes (vgl. Bild 2-32a), um die Ebenheit von dessen Boden mithilfe von gezielten Luftspalten (Zonen) zu erhöhen und gleichzeitig bei induktiven Kochfeldern eine verbesserte Wärmeeinbringung und -leitung zu ermöglichen. Die Wärmeeinbringung in den Kochtopf kann mit diesen Kernen um bis zu 40 % und die Energieeffizienz um bis zu 25 % gegenüber herkömmlichen Ausführungen verbessert werden. Das zum Tiefziehen verwendete Halbzeug setzt sich dabei aus zwei Blechronden zusammen, die mit einer Bodenversteifung flächig entweder verlötet oder verschweißt werden (vgl. Bild 2-32a/b). Alternativ kann auch auf die Zargenversteifung verzichtet werden und die Bodenversteifung mit einem kleinerem Durchmesser als der Stempeldurchmesser des Ziehwerkzeugs (vgl. Bild 2-32a) ausgeführt sein [Swe13]. Zum eigentlichen Tiefziehverfahren dieses Doppelplattenhalbzeuges werden bezüglich der erreichten Umformbarkeit, Ziehspalt, Blechhalterkräfte o. ä. keine Angaben gemacht. Es wird jedoch darauf hingewiesen, dass in der heutigen Tiefziehtechnologie das gleichzeitige Ziehen von Doppelplatten aus mehrteiligen Ronden nicht bekannt ist [Mar11b]. Ein weiteres Patent zur Herstellung von energieeffizienten Kopftöpfen nutzt das Prinzip des mehrteiligen Topfbodens aus, in dem eine zweite ferromagnetische Bodenversteifung (vgl. Bild 2-32b) in den mehrlagigen Aufbau des Verbundes integriert wird. Vorteil dieser Lösung liegt in der besseren Wärmeerzeugung und besseren elektromagnetischen Verträglichkeit [Mar11a].

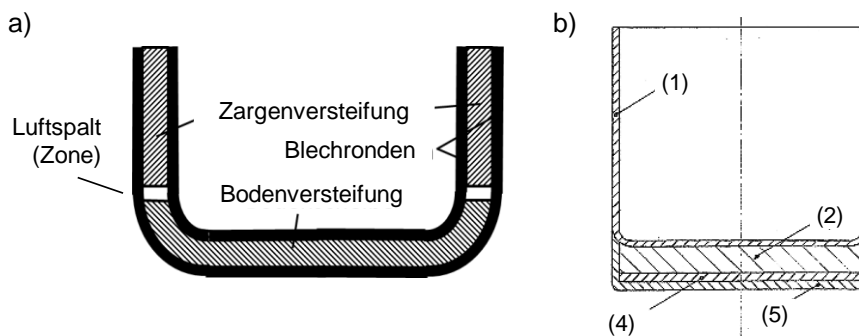


Bild 2-32: a) Querschnitt durch das Kochtopfmodell „Condurelle“ mit deformationsfreiem Boden [Mar11b; Swe13; Con16]; b) Prinzip des mehrteiligen Topfbodens nach [Mar11a]

Milch untersuchte im Rahmen der *Bonded Blank*-Technik die Tiefzieheigenschaften von dickeren und/oder festeren Blechen zur Verstärkung von Grundblechen (vgl. Bild 2-33a). Die Scherfestigkeit der adhäsiven Zwischenschicht kann hier vernachlässigt werden, da die Bleche im nicht ausgehärteten Zustand umgeformt werden. Der warmaushärtende Klebstoff wurde zur Fixierung der Bleche während des Umformens verwendet und im KTL-Prozess vollständig ausgehärtet. Die Prozessgrenzen wurden für den Tiefziehprozess sowohl analytisch als auch experimentell bestimmt. Als Grundwerkstoffe wurden die Werkstoffe DC05, DC06, DX54, AC170 und AA5182

($s_0=0,7$ mm bis 2,0 mm) und als Verstärkungsbleche die Werkstoffe H32LA/D und AC300 ($s_0=1,5$ mm bis 2,0 mm) verwendet [Mil07].

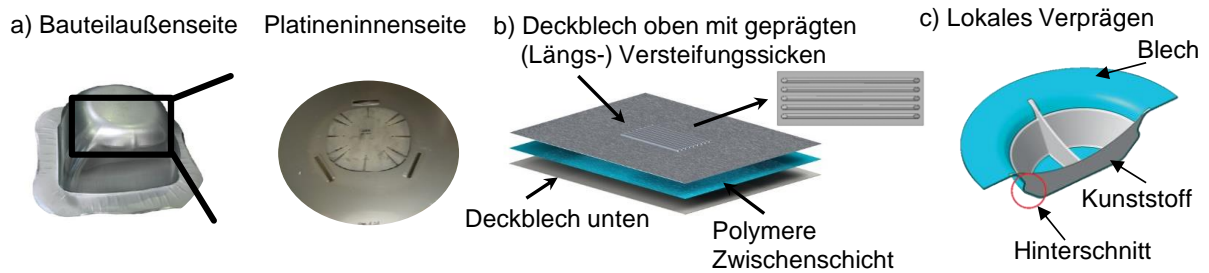


Bild 2-33: a) Geklebte Versteifungselemente [Mil07]; b) Einseitig versteifter Mehrschichtverbund mit Versteifungssicken [Bol14]; c) Hybridverbund aus Kunststoff und Metall mit Formschluss [Wis15]

Eine weitere Möglichkeit, eine zusätzliche Versteifungswirkung bei mehrschichtigen Verbunden zu erzielen, stellen nicht ebene Versteifungselemente dar. *Bolay* entwickelte dazu beispielsweise einen einseitigen Sickenverbund, welcher in Bild 2-33b dargestellt ist [Bol14]. Hierbei wird ein versicktes Blech mit einem unverformten Blech verklebt und lokal eine Versteifungswirkung (vgl. Bild 2-33b) eingebracht, sodass gleichzeitig ein einseitig ebener Verbund mit Versteifungswirkung erzeugt wird. Im Bodenbereich von Tiefziehbauteilen konnten so lokal Versteifungselemente eingebracht und der aus zwei Blechen bestehende Verbund tiefgezogen werden. Das entwickelte Halbzeug eignet sich somit primär für große Blechbauteile mit geringer Blechdicke, um eine zusätzliche Versteifungswirkung zu erzeugen. Die Grenzen der Umformbarkeit dieses Halbzeugs wurden in [Hof15; Hof16a] untersucht und aufgezeigt.

Wisner integriert lokale Versteifungselemente sowohl durch das Clinchen, das Punktschweißen als auch durch lokales Verprägen [Wis15]. Lokales Verprägen führt zu einem Formschluss in der Zarge der aufgeklebten Versteifungselemente und erhöht (vgl. Bild 2-33c) die gemessenen Verbindungskräfte im Experiment.

2.4.2 Integration von Elementen mit Befestigungsfunktion

Befestigungselemente aus Metall können auf der Außenseite der Doppelplatte bzw. der Sandwichbleche oder im Inneren von Mehrschichtverbunden integriert werden. Eine Klassifizierung wurde erstmals von *Heimbs* vorgenommen (vgl. Bild 2-34; Typ A-E). Entscheidend bei der Auslegung solcher Befestigungselemente sind die übertragbaren Kräfte und somit die Vorhersage der Auszugsfestigkeit solcher Verbunde. Für die Bewertung der Auszugsfestigkeit wurden für den Typ A in [Bun05], für den Typ B in [Mcg99], für den Typ C in [Bia07; Cus66] und für den Typ D und E in [Rot05] spezielle Ausziehversuche durchgeführt. Neben den hier dargestellten Möglichkeiten zur Integration von Befestigungselementen gibt es eine Vielzahl weiterer konventioneller Möglichkeiten der Krafteinleitung bzw. der Befestigung von Blindnietmuttern, Einpressmuttern oder Einbettverbindungen in Sandwichelementen. Diese hier dargestellten Verbindungen benötigen jedoch zu einen ausreichend Bauraum für das Einpressen von Befestigungselementen und

zum anderen mehrere Prozessschritte, sodass über weitere Integrationswege nachgedacht werden muss, um den Herstellungsprozess zu verkürzen [Ama09].

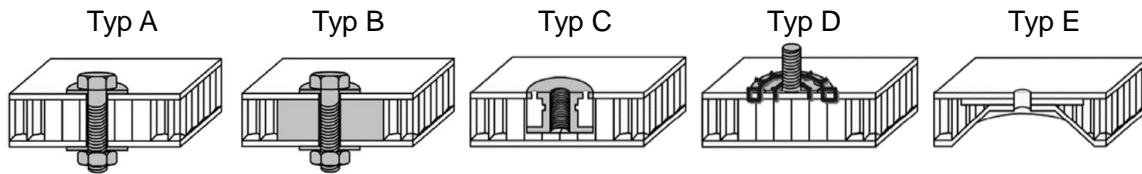


Bild 2-34: Kräfteinleitung/-übertragung durch die Integration von Befestigungsfunktionen in Sandwichelemente nach [Hei09]

Jalanesh formt zwei aufeinanderliegende Bleche durch Tiefziehen gemeinsam um und verbindet die beiden Bleche mit einem Schweißprozess im unteren Totpunkt des Werkzeugs, um die Fertigungsfolge zu verkürzen [Jal16]. Die Schweißoperation erfolgt an einem Strukturbauteil noch während des aktiven Tiefziehprozesses und folglich ohne zusätzliche Verweilzeit im unteren Totpunkt des Pressenstößels. Die Technologie kann unabhängig vom verwendeten Pressentyp eingesetzt werden [Beh17].

2.4.3 Integration von Elementen mit sensorischer oder aktorischer Funktion in umgeformte Blechbauteile

Die Integration von Piezosensoren in Blechhalbzeuge zum Aufbau einer in das Halbzeug integrierten Sensorik bzw. Aktorik wird in [Mül14] sowie im SFB/TR39 „Großserienfähige Produktionstechnologien für leichtmetall- und faserverbundbasierte Komponenten mit integrierten Piezosensoren und -aktoren“ vorgestellt. Hierbei wird die Bauteilfertigung mit der Piezo-Modulfertigung verbunden [Hen15; Nes16]. Die Integration der Funktionselemente ins Halbzeug erfolgt dabei durch Aufkleben oder Einprägen der Piezokeramik in die Oberfläche oder in einem Doppelblech-Verbund [Neu09]. Für das Umformen von Blechverbunden mit einseitig aufgeklebten Elementen eignen sich insbesondere Verfahren, bei denen kein unmittelbarer Kontakt des integrierten Elements mit dem Formgebungswerkzeug stattfindet. Ein solcher Kontakt kann aufgrund der auftretenden Reibung, Relativbewegung und Kontaktkraft zur Schädigung des Elements führen, sodass die Hydroumformung als geeignetes Verfahren eingesetzt werden kann. Die Verbindung der beiden Deckbleche wird meist durch weichen nicht ausgehärteten Klebstoff erzielt, wobei der weiche Klebstoff beim Umformen speziell bei 3D-Geometrien in einigen Bauteilbereichen durch die wirkenden Umformkräfte verdrängt wird. Mit entsprechend angepassten Verbunden konnten einfache Gesenkbiege- und Tiefziehoperationen ohne Beschädigung der Piezofasern (vgl. Bild 2-31b) durchgeführt werden. Größere Dehnungsbeträge konnten jedoch aufgrund der verwendeten Fasern nicht realisiert werden [Neu09].

Groche und *Türk* integrieren durch einen Rundknetprozess eine spröde Piezokeramik in ein massives Rohr [Gro11a]. Die Anforderungen an diesen Fügeprozess bilden die Gewährleistung einer spielfreien Integration der Piezokeramik in das Rohr und die damit verbundene Vorspannung des Sensors in Axialrichtung. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, wurden zwei Stahlkap-

pen verwendet, um die Piezokeramik zu schützen. Die Stahlkappen verbleiben nach dem Umformprozess im Rohr und können die Druckkräfte auf die Piezokeramik übertragen. Die Ergebnisse dieser Arbeit münden in die nachfolgenden Arbeiten von *Brenneis* und *Groche*, welche eine Stahlschraube mit integrierten Sensoren (Piezo, DMS) entwickelten [Bre12]. Arbeiten im Bereich des Strangpressens wurde von *Schikora* und *Tekkaya et. al* durchgeführt. Sie zeigten, dass es möglich ist, glasseidenisolierte Nickellitzen in die Strangpressprofile zu integrieren und damit LEDs mit Energie zu versorgen [Sch08].

Neuere Entwicklungen in der Drucktechnik befassen sich mit der Analyse des Umformverhaltens von Aluminiumblechen mit aufgedruckter Elektronik am Beispiel von Dehnungsmesstreifen. Die im Siebdruckverfahren aufgedruckten Dehnungsmesstreifen bestehen aus Druckfarben, in denen Silber- und Graphitpartikel enthalten sind. Die aufgedruckten Dehnungsmesstreifen wurden mehrachsig bis zum Versagen beansprucht. Die Funktionalität dieser Sensoren wurde sowohl mit Oberflächenanalysen als auch mit Widerstandsmessungen überprüft. Dabei fiel auf, dass die Widerstände mit zunehmenden plastischen Deformationen ansteigen. Abschließend wurden Grenzformänderungsdiagramme für die Umformung der beschriebenen Halbzeuge abgeleitet, deren Aussage jedoch aufgrund fehlender Informationen zu Werkzeug und Beschichtung, Feuchtigkeit und Temperatur nur begrenzte Anwendung findet. *Ibis* konnte durch wirkmedienbasiertes Tiefziehen erste Bauteile mit integrierten DMS herstellen und die Funktionalität der DMS auch nach der Umformung nachweisen [Ibi15]. Eine weitere Möglichkeit zur additiven Fertigung von Blechbauteilen mit integrierter Elektronik stellt das 3D-Druckverfahren dar. Die Kontaktierung der Leiterbahnen findet dabei über das Aerosoljet-Druckverfahren statt [Hoe14].

Die aufgeführten Arbeiten führen zu einer Erweiterung der Einsatzgrenzen von metallischen Blech- und Massivbauteilen durch die Integration von Mess- und Funktionselementen. Der Integrationsprozess wird dabei nicht nach, sondern während des Formgebungsprozesses ausgeführt, sodass kostenintensive Montagezeiten entfallen können.

2.5 Finite Elemente Simulation in der Blechumformung

Fertigungsprozesse von komplexen Bauteilen, wie beispielsweise der Herstellung von Karosseriebauteilen, lassen sich nur sehr begrenzt mit analytischen Modellen beschreiben. Aus diesem Grund kommt der numerischen Modellbildung in der Simulation von Blechumformprozessen eine signifikante Bedeutung zu. In der Umformtechnik wird heute meist die *Finite Elemente Methode* (FEM) eingesetzt. Der Grundgedanke dieser Methode ist die Diskretisierung eines mathematischen bzw. physikalischen Problems in endliche Lösungsräume. Die Lösungsräume werden dabei meist durch Gleichungssysteme hoher Ordnung beschrieben [Hor15]. Die Gleichungssysteme werden zweckmäßigerweise mit Hilfe von Matrizengleichungssystemen aufgestellt, welche auf der Definition von Elementen, Knotenpunkten und Verschiebungen basieren. Für jedes Element ergibt sich infolge der Einheitsverschiebungen seiner Knoten unter Beachtung des maßgeblichen Materialgesetzes (z.B. *Hook'sches* Gesetz, von *Mises*-Plastizität, uvm) die Steifigkeitsmatrix mit der aus den Gleichgewichtsbedingungen für alle Knoten das Gleichungssystem für die unbekann-

ten Verschiebungen folgt. Die Gesamtsteifigkeitsmatrix ist dabei mit $\bar{\bar{K}}$, der Verschiebungsvektor mit \bar{V} und der Lastvektor mit \bar{F} gekennzeichnet:

$$\bar{\bar{K}} \cdot \bar{V} = \bar{F} \quad (\text{Gl. 2-8})$$

Die FEM stellt somit stets eine Näherung der exakten Lösung eines Randwertproblems dar. Dabei gilt, je feiner das zu beschreibende System in finite Elemente unterteilt wird, desto genauer wird die Lösung an die Realität bzw. den Versuch angenähert und desto höher ist somit die Lösungsgüte der FEM-Berechnung. Mit einer steigenden Zahl finiter Elemente zur Beschreibung des Problems steigt jedoch auch der Berechnungsaufwand exponentiell an. Somit muss stets ein Kompromiss zwischen Genauigkeit der Ergebnisse und dem Berechnungsaufwand gewählt werden. Neue Entwicklungen in der Leistungsfähigkeit der Rechnertechnik lassen jedoch immer feinere Finite-Elemente-Netze zu. Kommerzielle FEM-Softwarepakete bestehen grundsätzlich aus drei Bestandteilen, welche in Bild 2-35 dargestellt sind [Doe16]:

- Pre-Prozessor (Software zur Erstellung des FEM-Modells und der Randbedingungen)
- Solver (Berechnung der Feldgrößen wie z.B. Spannungen oder Kräfte durch Lösen der Differentialgleichungen (vgl. Gl. 2-8))
- Post-Prozessor (Software zur Visualisierung der Berechnungsergebnisse)

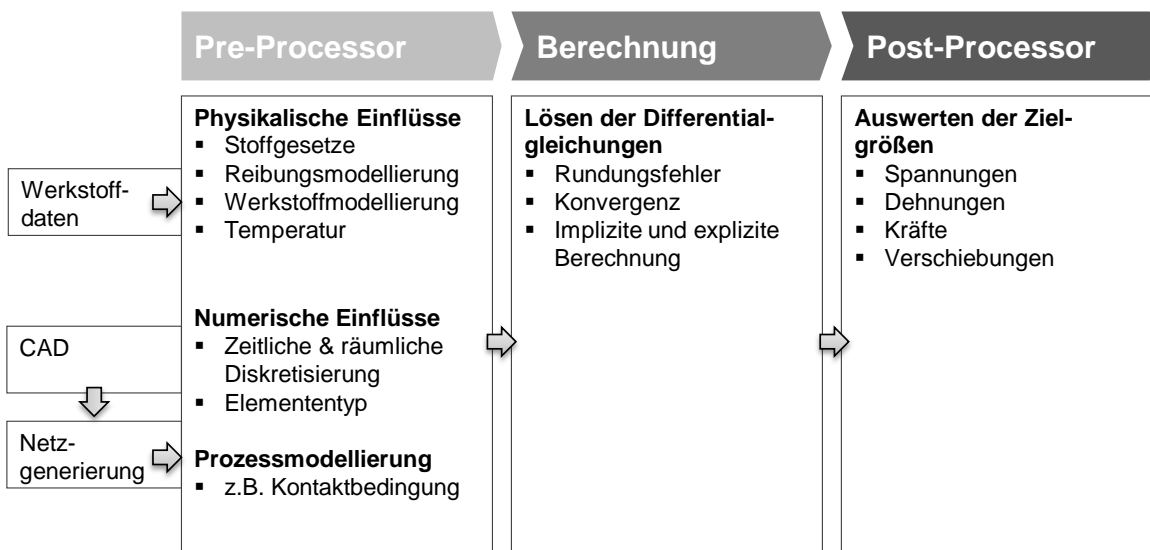


Bild 2-35: Einflussfaktoren auf die Finite-Elemente Berechnung in der Blechumformung [Doe16]

In der Blechumformung werden drei verschiedene Kategorien von numerischen Elementen eingesetzt: Volumenelemente (Kontinuumselemente), Membranelemente und Schalenelemente [Hor15]. Die genaueste Berechnung innerer Spannungen kann mit Volumenelementen berechnet werden, jedoch steigt die Rechenzeit bei einer hohen Elementzahl schnell an, sodass in der Blechumformung üblicherweise mit Schalenelementen gerechnet wird. Diese weisen einen guten Kompromiss aus Rechenzeit und Abbildungsgenauigkeit auf [Dub07]. Schalenelemente können im Vergleich zu Membranformulierungen ein Biegemoment übertragen, wodurch die Spannungsberechnung erheblich verbessert wird. Innerhalb der Elemente wird zusätzlich zwischen verschied-

denen Elementformulierungen unterschieden. Bei Schalenelementen wird üblicherweise die *Belytschko-Lin-Tsay* Elementformulierung verwendet, welche auf dem *Reissner-Mindlin*-Kriterium basiert. Für genauere Spannungsberechnungen, insbesondere für Rückfederungsberechnungen, wird jedoch das vollintegrierte Schalenelement verwendet. Im Vergleich zur *Belytschko-Lin-Tsay* Elementformulierung werden zusätzliche Integrationspunkte über die Blechdicke platziert [Hau13], um eine genauere Spannungsverteilung abbilden zu können. Nachteil dieser Elementformulierung besteht in einer zwei- bis dreifach höheren Rechenzeit.

Berechnungen von Umformprozessen werden entweder explizit oder implizit durchgeführt. Bei den expliziten Verfahren wird die Lösung sukzessive, ausgehend von einem Startwert x_s und einem gewählten Zeitintervall Δt berechnet. Große Zeitschritte bewirken eine reduzierte Rechenzeit, jedoch sinkt die Güte der approximierten Zielgröße. Die explizite Berechnung wird für Crash- und schnellablaufende Blechumformsimulationen verwendet. Implizite Verfahren berechnen den Zeitschritt zunächst für einen unbekanntem Zeitpunkt. Implizite Solver suchen die Lösung für jeden Zeitpunkt $t+\Delta t$ unter Berücksichtigung der Werte der gesuchten Größen sowohl zum Zeitpunkt t , als auch zum Zeitpunkt $t+\Delta t$. Wegen der enthaltenen Nichtlinearitäten erfordert dies die Lösung eines nicht linearen Gleichungssystems mittels eines Iterationsverfahrens (z.B. *Newton-Raphson*). Dem Vorteil der bis um den Faktor 1.000 größeren möglichen Zeitschrittweite im Vergleich zum expliziten Verfahren steht also die für die iterative Gleichungslösung benötigte Rechenzeit gegenüber. Die Methode wird in der Blechumformung meist für Rückfederungsberechnungen genutzt [Lsd17].

2.5.1 Modellierung des gemeinsamen Umformens von Doppelplatten

Die Modellierung des Gemeinsamtiefziehens begrenzt sich im Wesentlichen auf die Simulation des konventionellen Tiefziehprozesses von Doppelplatten. Erste Tiefziehsimulationen und deren experimentelle Validierung wurden von *Atrian et. al.* im Finite-Elemente-Code *ANSYS* durchgeführt. Der Simulationsaufbau basierte auf einem isotropen Materialmodell und berücksichtigte die Reibungsverhältnisse zwischen Platine und Werkzeugoberfläche in Form einer konstanten *Coulomb'schen* Reibungszahl. Der Kontakt wurde im 2D-Modell mit der Routine *CONTA171* definiert. Bei seinen Arbeiten fiel auf, dass die simulierte Blechdickenverteilung insbesondere an den Rändern des Bauteils nicht mit dem Experiment übereinstimmte. [Fer08; Atr13]

Im Rahmen der von [Sie97a; Sie97b; Wag05; Lie11] durchgeführten Arbeiten zum hydromechanischen Umformen von Doppelplatten mit der Software *OPTRIS* wurden ähnliche Beobachtungen zu den Reibungsverhältnissen an den Werkzeugrändern dokumentiert. Zwar konnte das Tiefziehen von Doppelplatten mithilfe von *OPTRIS* und diversen Vereinfachungen abgebildet werden, bei der Simulation des Umformens von Doppelplatten besteht jedoch generell das Problem, dass viele kommerzielle FEM-Codes den zwingend notwendigen Kontakt zwischen zwei Blechen bzw. zwischen Blech- und Werkzeugoberfläche nur unzureichend abbilden. Für das genaue Berechnen des Abgleitens der beiden Blechoberflächen aufeinander ist jedoch neben der genauen Beachtung der Reibungszahlen auch die sich einstellende Kontaktfläche sowie die sich ständig verändernde Blechdicke von großer Bedeutung [Bob00]. Ein Vergleich zwischen konventionel-

lem Tiefziehen und hydromechanischem Tiefziehen von Doppelplatten wurde von *Mori et. al.* in der Simulationssoftware HydroFORM 3D durchgeführt [Mor01]. Ergebnis dieser Arbeiten bildete eine homogenere Blechdickenverteilung bei dem hydromechanischen Tiefziehen im Vergleich zum konventionellen Tiefziehprozess.

Kontaktmodellierung in der Blechumformung

In der Umformsimulation werden Kontakte zwischen den Werkzeugwirkflächen und der Platine verwendet, die mittels eines Algorithmus eine Durchdringung der Netze entweder verhindern oder bis zu einem zuvor bestimmten Maß bewusst zulassen. In den meisten Umformprozessen sorgt dieser Kontakt dafür, dass der Abstand zwischen beiden Netzen (der Slave- und der Master-Seite) eingehalten wird. Bild 2-36a-c stellt die in der Blechumformung verfügbaren *Penalty*-Kontaktvarianten in *LS-Dyna* mit einseitiger bzw. beidseitiger Kontaktsuche zwischen Flächen bzw. Knoten dar.

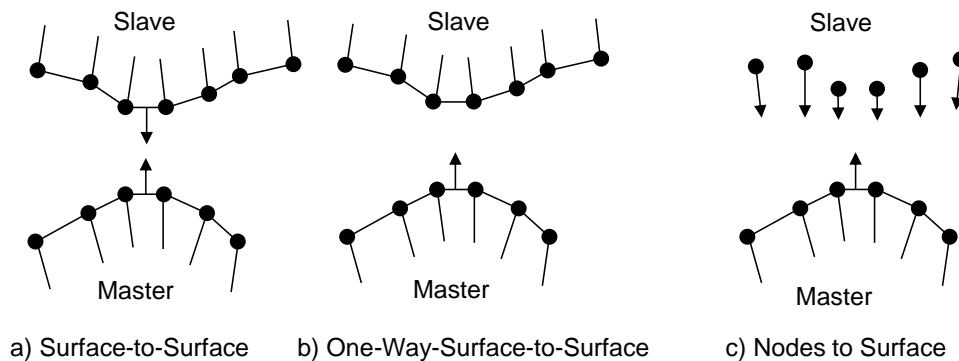


Bild 2-36: Vordefinierte Kontaktbedingungen in LS-Dyna [Dyn17]

Zur Modellierung der Kontaktkräfte zwischen den beiden Blechen ist ein Zulassen einer sogenannten „Durchdringung“ der *Penalty*-Kontakte notwendig (*Interference*-Option). Der initiale Penetrationscheck wird dabei nicht ausgeführt, sodass die Kontaktspannungen aus der vorherigen Operation übertragen werden können. Die sich einstellende Kontaktkraft, welche üblicherweise über eine elastische Feder mit oder ohne Masse abgebildet wird [Ans15], definiert sich über das Produkt aus Gleichung Gl. 2-9

$$F_K = k \cdot \delta \quad (\text{Gl. 2-9})$$

wobei k die Steifigkeit des Systems repräsentiert und δ die laterale Durchdringung der Körper.

Die oben beschriebenen Kontakte, sogenannte *Penalty-Based-Contacts* [Dyn17], basieren auf der Betrachtung von Knoten und werden primär für Werkstoffe gleicher Art verwendet. Bei der Kontaktsimulation unterschiedlicher Werkstoffe eignen sich hingegen sogenannte segmentbasierende Kontaktformulierungen (*Soft-Based-Contacts*), da hier die Steifigkeit zusätzlich über die Masse der Knoten, den Zeitschritt und einen Skalierungsfaktor berechnet wird [Ste12].

Bei der Kontaktmodellierung wird zudem zwischen automatischen und nicht-automatischen Kontakten unterschieden [Dyn17]. Üblicherweise werden in der Blechumformung automatische Kontakte verwendet, welche die Flächennormale automatisch ausrichten. Diese automatische Ausrichtung der Normalen führt jedoch bei der Verwendung von Doppelplatten zu Problemen im Simulationsaufbau, sodass die Kontakte nicht-automatisiert aufgebaut werden sollten, um eine einheitliche Ausrichtung der Normalen festlegen zu können.

2.5.2 Modellierung des Schichtaufbaus von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden

Die *Finite Elemente Methode* kann als allgemeine numerische Methode auch für eine Struktur- und Beanspruchungsanalyse von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden mit polymerer Zwischenschicht (Sandwichblech) eingesetzt werden. Zur Erfassung des korrekten Deformationsverhaltens des Halbzeugs wurden bisher eine Vielzahl von verschiedenen, numerischen Diskretisierungsmöglichkeiten entwickelt [Afo17]. Die Deformationsantwort auf eine Krafteinwirkung eines Elements wird dabei durch ein Materialmodell für die betreffenden Elemente bzw. Knoten beschrieben. Der mögliche Aufbau von Materialmodellen für Sandwichbleche wird in der Literatur durch die in Bild 2-37 dargestellten Möglichkeiten grob klassifiziert.

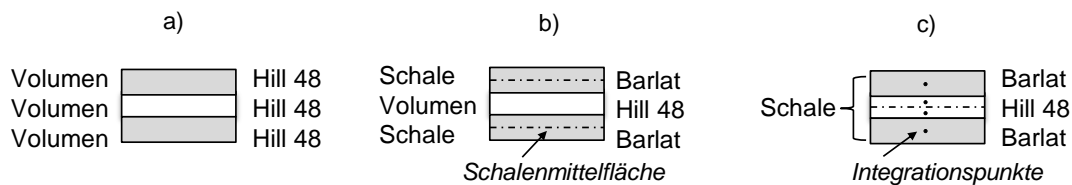


Bild 2-37: Modellierungsmöglichkeiten von dreilagigen Sandwichblechen [Afo17]

Eine einfache, jedoch zeitintensive Möglichkeit stellt die Diskretisierung des Sandwichblechs mithilfe von Volumenelementen dar. Dabei wird zwischen der vollständigen Diskretisierung mithilfe von Volumenelementen (Volumen-Volumen-Volumen, vgl. Bild 2-37a) für alle Schichten und der schichtweisen Elementierung (Volumen-Schale-Volumen), welche die Querschubverformung bei akzeptabler Rechenzeit abbilden kann, unterschieden [Nut08]. Elementformulierungen, welche auf Schale-Volumen-Schale-Diskretisierung (vgl. Bild 2-37b) basieren, zeigen insbesondere Vorteile bei der Umformung von stark gekrümmten Bauteilen. Eine weitere Möglichkeit zur numerischen Abbildung von Sandwichblechen stellt die „geschichtete Schale“ (vgl. Bild 2-37c) dar, d.h. jedem Integrationspunkt wird eine eigene Dicke und Materialkarte zugeordnet. Die geschichtete Schale unterscheidet sich von den homogenen Schalenelementen dadurch, dass beim Aufstellen der Elementmatrizen die Integration entsprechend der Schichtstruktur durchgeführt wird (Schicht für Schicht). Diese Form der Modellierung bildet jedoch den Querschub nicht realitätsnah ab, sodass sich das Simulationsmodell zu steif verhält [Afo17].

Die oben beschriebenen Ansätze setzen jedoch voraus, dass kein Zwischenschichtversagen (Delamination) zwischen Deckblech und Klebstoff eintritt. Dieses Versagen kann jedoch insbesondere beim Tiefziehen aufgrund der großen Relativverschiebung der Deckbleche eintreten, so-

dass sich folgende Ansätze zur genaueren Modellierung der Zwischenschicht von Sandwichblechen etabliert haben [Bre08]:

Ansatz 1: Modellierung von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden mit Volumenelementen

Für die numerische Berechnung von kontinuumsmechanischen Modellen für die Berechnung von Sandwichblechen werden in der Regel Volumenelemente für die Zwischenschicht eingesetzt [Nut08]. *Nutzmann* empfiehlt beim Aufbau der Simulation mindestens drei Elemente über der Zwischenschichtdicke, um die Schubbelastung in der Klebeschicht ausreichend genau abbilden zu können. Das in *LS-Dyna* verwendete Materialmodell MAT_ARUP_ADHESIVE (MAT_169) kann sogar die Normalen- und Schubbelastung über nur ein Element über der Klebeschichtdicke darstellen. Das Modell basiert dabei auf folgendem Potenzgesetz [Erh09]:

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\max}}\right)^{\text{PWRT}} + \left(\frac{\tau}{\tau_{\max}}\right)^{\text{PWRS}} = 1 \quad (\text{Gl. 2-10})$$

PWRT und PWRS (Power Law Tension/Shear) stellen den Normal- bzw. den Schubspannungsexponent dar. Die Gleichung Gl. 2-10 beschreibt die plastische Vergleichsdehnung innerhalb der Klebschicht. Falls die Gleichung den Wert 1 überschreitet, dann beginnen die Elemente zu versagen.

Es werden die in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Versuche durchgeführt, um die maximale Normal- als auch die Schubspannung zu erhalten. Die vereinfachte Modellbildung der beiden Versuche ist in Bild 2-38b/c grafisch dargestellt und zeigt die Beanspruchung in Zug- und Schubrichtung zu einer beliebigen Verschiebung d_i . Das MAT_ARUP-Modell benötigt nur ein Element in Blechdickenrichtung in der Klebschicht, sodass die Gefahr von *Hourglassing* (Verzerren der Elemente) verringert wird. Zusätzlich verfügt es über die Möglichkeit, einzelne Elemente zu löschen, in welchen eine zu hohe kritische Spannung berechnet wurde (vgl. Bild 2-38a).

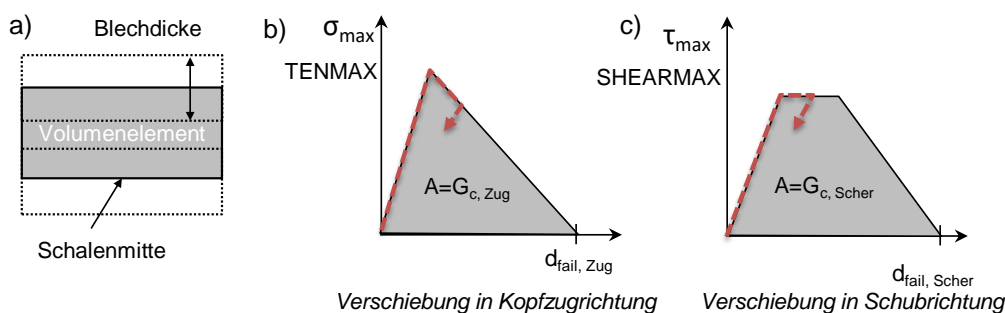


Bild 2-38: a) Modellierung mit Volumenelementen [Erh09]; b) Spannungs-Verschiebungskennlinie des MAT_ARUP Modells (MAT_169)

Weitere Modelle beschreiben zusätzlich ein geschwindigkeitsabhängiges, elasto-plastisches Werkstoffverhalten von duktil modifizierten Strukturklebstoffen sowie der Bereitstellung einer geeigneten Berechnungsmethode (MAT_252) und identifizieren dabei die modellspezifischen Parameter mittels der Finiten Elemente Methode [Bur15]. Für die Parametrisierung dieses Mo-

dells ist die Doppelrohrprobe notwendig (vgl. Kap. 2.3.2), welches jedoch eine Torsionsprüfmaschine für die Versuchsdurchführung benötigt.

Ansatz 2: Modellierung von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden mit Kohäsivelementen

Kohäsivzonenmodelle basieren auf Spannungsverläufen, die über Bruchenergien definiert werden [Gro11b]. Diese können experimentell mit den in Kapitel 2.3.2. beschriebenen Versuchen bzw. Versuchsaufbauten bestimmt werden. Das Kohäsivgesetz $t(\delta)$ beschreibt das Werkstoffverhalten der Klebschicht in der Kohäsivzone mit Hilfe der wirkenden Spannungen. Die spezifische Arbeit entspricht der Bruchenergie G_{IC} nach Gleichung Gl. 2-11:

$$G_{IC} = \int_0^{\delta} t(\delta) d\delta \quad (\text{Gl. 2-11})$$

Derzeit sind verschiedene Ansätze bekannt, die den Spannungs-Verschiebungsverlauf von Kohäsivzonenmodellen relativ genau abbilden können (vgl. Bild 2-39a/b). Neben einem einfachen bilinearen Verlauf (vgl. Bild 2-38c) kommen auch trilineare Modelle zum Einsatz, um das elastisch-plastische Verhalten des Klebstoffs abbilden zu können [Mar10].

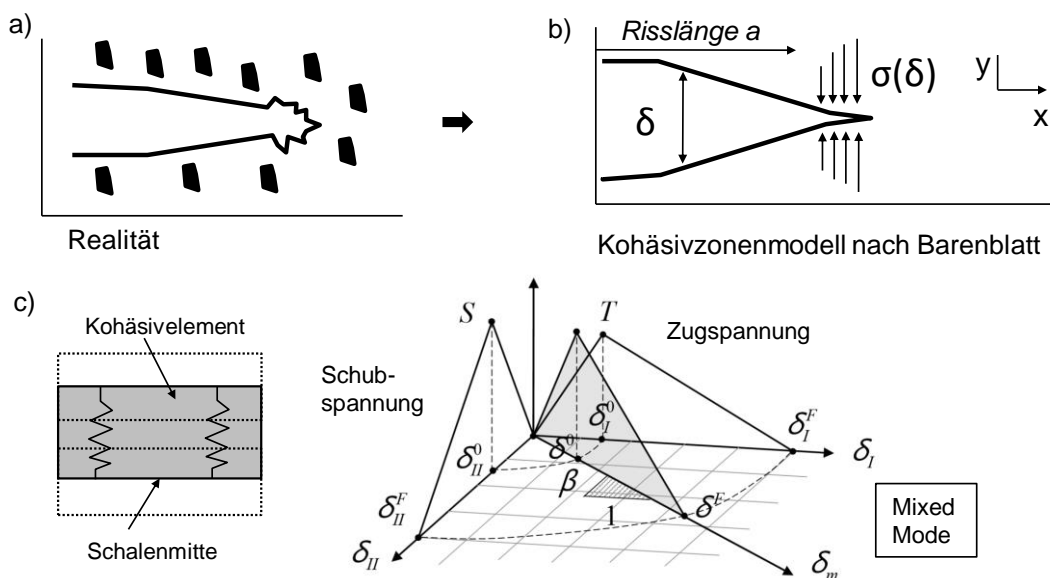


Bild 2-39: a) Darstellung der Rissentstehung in Realität bzw. in der Probe; b) Modellbildung der Rissentstehung mittels des Kohäsivzonenmodells nach *Barenblatt* [Bar59]; c) Kopplung des Kohäsivzonenmodells zwischen Mode I und Mode II

Außerdem wird bei den Beanspruchungen zwischen einer Verschiebung normal zur Trennfläche (Zug: Mode I), einer Verschiebung tangential zur Trennfläche (Scherung: Mode II) und einer Kombination aus normaler und tangentialer Verschiebung (Modus III: Mixed Mode) differenziert [Bol14, Dyn17]. Bild 2-39c zeigt dieses kombinierte Mixed-Mode-Modell, welches als Materialmodell MAT_138 in *LS-Dyna* implementiert ist. Über die Elementformulierung kann das Kohäsivzonenmodell an geeignete Volumenelemente (ELFORM=19) oder an Schalenelemente

(ELFORM=20) gebunden werden. Schalenelemente werden hier bevorzugt verwendet, da diese Kontaktkräfte und Momente übertragen können [Gra14].

Ansatz 3: Modellierung von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden mit Kontaktelementen

In Kapitel 2.5.1 wurde bereits die Kontaktsimulation in *LS-Dyna* beschrieben, welche sowohl den Kontakt zwischen Platine und Werkzeugflächen, als auch den Kontakt der Platinen untereinander definiert. Der Kontakt sorgt dafür, dass der Abstand zwischen beiden Netzen (der Slave- und der Master-Seite) eingehalten werden.

Kontaktelemente können die Dicke und Steifigkeit der Zwischenschicht zwischen zwei Deckblechen mittels einer Federcharakteristik darstellen [Kes97]. Diesem Ersatzmodell wird in *LS-Dyna* durch die Erweiterung „Tiebreak“ ein Versagen der Federn in Form einer maximalen Normal- und maximalen Scherfestigkeit hinzugefügt, wodurch eine realistische Delamination darstellbar wird. Nach einer Delamination werden die Freiheitsgrade der Knoten freigegeben und der Kontakt verhindert nur noch die gegenseitige Durchdringung der Deckbleche [Bol14]. Die Kontaktformulierungen entsprechen dem des *Barenblatt*-Modells aus Ansatz 2 des Kohäsivzonenmodells. Die Modellierung der Zwischenschicht mit Kontaktelementen (z.B. mit Materialmodell 138 in *LS-Dyna*) weist eine ähnliche Abbildungsgenauigkeit wie die Modellierung mit Volumenelementen (z.B. mit Materialmodell 169 in *LS-Dyna*) auf und liefert insbesondere bei dem Risiko einer Deckblechdurchdringung nach einer Delamination ein genaueres Ergebnis durch die Verwendung eines zusätzlichen Penalty-Kontaktes zwischen den Deckblechen [Bol14].

2.6 Ermittlung des Forschungsbedarfs zur Bestimmung der Verbindungsfestigkeit von flächigen Mehrschichtverbunden

Die konventionelle Werkstoff- und Verbindungscharakterisierung von Mehrschichtverbunden in der Umformtechnik basiert auf zahlreichen Annahmen und Vereinfachungen, die die im realen Umformprozess auftretenden Spannungszustände nur mit Einschränkungen beschreiben. Basierend auf der vorliegenden Literaturrecherche werden folgende Feststellungen getroffen:

- Aus der Literaturrecherche geht hervor, dass dem Autor derzeit keine fundierten Arbeiten zur Umformung von Doppelplatinen bzw. der Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit solcher Verbunde, insbesondere aus verschiedenen Blechwerkstoffen, vorliegen. In der industriellen Praxis werden Doppelplatinen bereits umgeformt [Ern17], jedoch basiert die Auslegung der Verbindungsfestigkeit solcher Verbunde bisher ausschließlich auf Erfahrungswerten. Es besteht daher die Notwendigkeit zur Durchführung von Grundlagenuntersuchungen zur Charakterisierung der Verbindungskraft nach der Umformung zur Auslegung solcher kraftschlüssig gefügten Verbunde, die eine möglichst hohe Übertragbarkeit auf andere Werkstoffkombinationen aufweisen.
- Die Integration von Funktionalität in Blechbauteile durch beispielsweise Verstärkungs-, Versteifungs- oder Sensorelemente stellt neue Anforderungen an Blech- und Karosseriebauteile. Kurze Prozess- und Montagezeiten dieser Bauteile erfordern eine Reduzierung

von Fügeelementen und Prozessschritten. Es bedarf daher neuer Fügeverfahren, welche Versteifungs- und Befestigungselemente einstufig im Umformprozess integrieren können ohne dabei weitere Fügeelemente zu verwenden.

- Die Kennwertermittlung der Verbindungsfestigkeit von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden (Sandwichblechen) erfolgt heute über aufwendige bruch- oder kontinuumsmechanische Versuche, sodass in der industriellen Praxis oftmals nur geschätzte Werte für die Klebstoffberechnung angenommen werden [Mes17]. Die Streuung dieser Kennwerte ist zudem sehr ausgeprägt, sodass insbesondere das Zwischenschichtversagen (Delamination) nicht korrekt abgebildet werden kann. Es besteht daher außerdem die Notwendigkeit der Entwicklung eines neuen Prüf- und Charakterisierungsverfahrens für mehrachsige Beanspruchung von Sandwichblechen in der Blechumformung. Nach *Nutzmann* [Nut08], *Buhl* [Buh14] und *Bolay* [Bol14] bedarf es daher weiterer Forschungsarbeiten, d.h. konkret der Entwicklung eines technologisch eindeutigen und experimentellen Prüfversuchs zur Bestimmung der zur Delamination führenden Verschiebungen von Schichten im Aufbau von Sandwichblechen.

3 ZIELSETZUNG DER ARBEIT UND METHODISCHES VORGEHEN

Mehrschichtverbunde verbinden die Vorteile unterschiedlicher Werkstoffkombinationen mit den Eigenschaften unterschiedlicher Dichte, einer hohen Biegesteifigkeit und schalldämpfenden Eigenschaften, finden jedoch in industriellen Anwendungen aufgrund unzureichender Charakterisierungsmöglichkeiten nur bedingt Einsatz. Das wissenschaftliche Defizit dieser Arbeit leitet sich daher aus folgenden Feststellungen ab:

- (1) Es existieren keine bzw. nur unzureichende Vorhersagemethoden der physikalischen Wirkmechanismen zur Abbildung der Verbindungsfestigkeit von stoff- und kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden mit und ohne zwischenliegenden Funktionselementen.
- (2) In der Folge fehlen Prüfverfahren und Kennzahlen zur Charakterisierung, insbesondere der numerischen Simulation von stoff- und kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden in der Blechumformung.

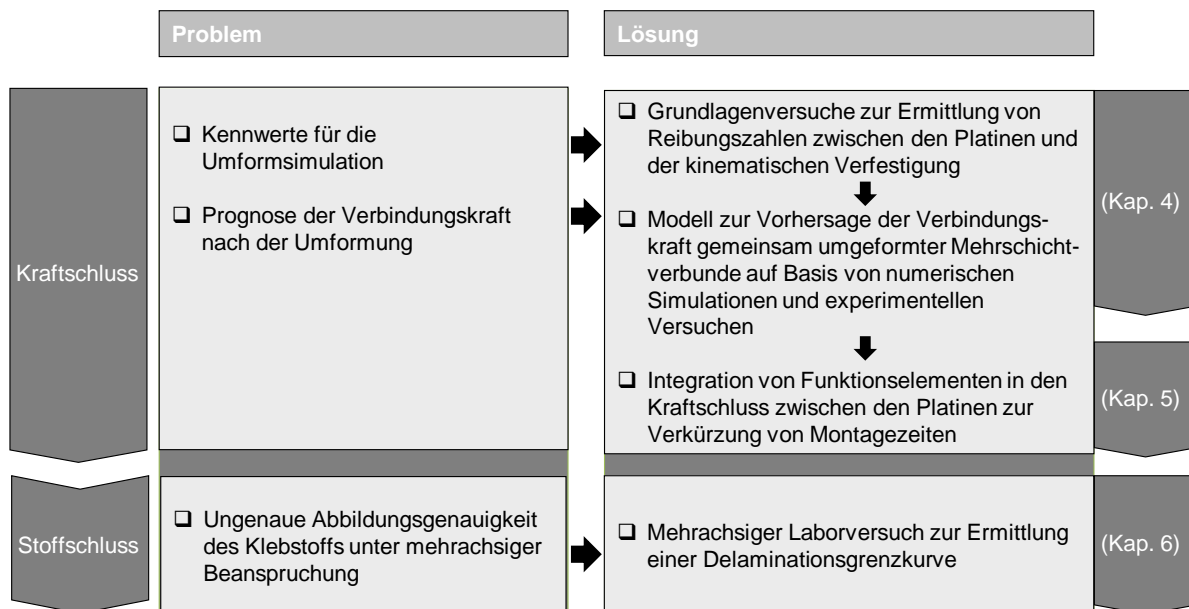


Bild 3-1: Übersicht über die gegebene Problemstellung und die gewählten Lösungsansätze in dieser Arbeit

Wissenschaftliches Ziel der Arbeit

Das wissenschaftliche Ziel dieser Arbeit besteht in der Behebung des Wissensdefizits von grundlegenden physikalischen Wirkzusammenhängen zwischen Werkstoff-, Prozess- und Halbzeugparametern in Bezug auf die Verbindungsfestigkeit kraftschlüssig gefügter Mehrschichtverbunde nach der Umformung. Diese Verbindungsfestigkeit zwischen den Bauteilen wird hierbei durch das Fügeverfahren des *Gemeinsamtiefziehens* erzeugt. Als Ergebnis soll ein Prognosemodell zur Auslegung der Verbindungskraft nach der Umformung des Verbundes zur Verfügung gestellt werden, um den Prozess sowohl in der Planung als auch in der Umsetzung prozesssicher und beherrschbar gestalten zu können. Eine Charakterisierung der Verbindungskraft der Verbunde durch

das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens* soll anschließend verwendet werden, um die Grenzen der Integration von Funktionselemente in den Verbund innerhalb eines Prozessschrittes aufzuzeigen.

Das wissenschaftliche Ziel bei der Umformung stoffschlüssig gefügter Mehrschichtverbunde besteht in der Behebung des Wissensdefizits der unzureichenden Parametrisierung des Verhaltens von Sandwichblechen im Umformvorgang. Die derzeit unzureichende Parametrisierung zeigt sich primär in einer ausgeprägten Streuung der Kennwerte, welche durch die experimentellen Grundlagenversuche ermittelt werden und für die numerische Simulation benötigt werden. Das Ziel besteht daher in der Entwicklung einer verbesserten Methodik der Kennwertermittlung von geklebten Sandwichblechen in der Blechumformung während des Umformens.

Methodisches Vorgehen

Im ersten Teil der Arbeit werden die mechanisch technologischen Kennwerte aus Modellversuchen für die numerische Simulation von kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden erarbeitet. Grundlegend sind hier das tribologische System zwischen den beiden Platinen und die kinematische Verfestigung, welche zur präzisen Parametrisierung der Simulationsmodelle benötigt werden. Aufbauend darauf wird die Rückfederungskraft von monolithischen Werkstoffen analytisch, numerisch und experimentell ermittelt, um das Potential zum flächigen Fügen von Platinen durch gemeinsames Umformen, welches als *Gemeinsamtiefziehen* bezeichnet wird, bewerten zu können. Beim *Gemeinsamtiefziehen* werden zwei Platinen ohne Verwendung von zusätzlichen Verbindungselementen sowie thermischer und chemischer Beeinflussung gemeinsam miteinander tiefgezogen, sodass eine flächige Verpressung durch die Bauteilgeometrie entsteht. Die Verbindungskraft, welche durch eben diese flächige Verpressung beim *Gemeinsamtiefziehen* entsteht, wird anschließend experimentell analysiert und die werkstoff-, prozess- und bauteiltechnischen Einflussfaktoren werden quantifiziert. Das Ziel der Untersuchung bildet u.a. die Ableitung von allgemeinen Thesen und Zusammenhängen, welche die Bauteilgeometrie in Relation mit der Verbindungskraft der gemeinsam umgeformten Mehrschichtverbunde setzt.

Die Verbindungskraft der gemeinsam tiefgezogenen Mehrschichtverbunde wird durch numerische Grundlagenuntersuchungen analysiert, um die Verbindungskraft ohne aufwendige experimentelle Untersuchungen vorhersagen zu können. Grundlage der Charakterisierung der Verbindungskraft stellen FEM-Berechnungen aus Schalen- und Volumenelementen dar, welche aus einer Mehrstufensimulation aufgebaut werden. Durch strukturmechanische Simulationen kann zusätzlich der Einfluss von der Struktursteifigkeit in Abhängigkeit von der Verbindungskraft aufgezeigt werden. Abschließend wird ein empirisch-numerisches Prognosemodell zur Vorhersage der Verbindungskraft von gemeinsam tiefgezogenen Mehrschichtverbunden für rotationssymmetrische Bauteile abgeleitet und validiert.

Im zweiten Teil der Arbeit wird der Grundlagenprozess des *Gemeinsamtiefziehens* auf mögliche industrielle Anwendungen übertragen. Neben dem Fügeprozess werden Versteifungs- bzw. Befestigungselemente einstufig in den Mehrschichtverbund integriert, sodass Montagezeiten verkürzt,

Hilfsfügeelemente (z.B. Nieten) substituiert und Zusatzfunktionen (z.B. Drehmomentübertragung) geschaffen werden. Insbesondere die Drehmomentenübertragung wurde numerisch und experimentell untersucht, um die Prozessgrenzen bei der Umformung zu ermitteln (vgl. Kap. 5.2).

Im dritten Teil der Arbeit werden stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde behandelt, da kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde aufgrund der begrenzten Reibungskräfte zwischen dem inneren und äußeren Bauteil nur begrenzte Verbindungsfestigkeiten erreichen. Eine Steigerung dieser Verbindungsfestigkeit erfolgt beispielsweise durch den Einsatz von stoffschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden (z.B. Sandwichbleche) als Halbzeuge. Ein großer Nachteil dieser Verbunde besteht jedoch in der ungenauen numerischen Vorhersage des Versagens der Klebstoffzwischenenschicht während des Umformens, insbesondere in der Kennwertermittlung und dem Delaminationsverhalten. Aus diesem Grund wird im dritten Teil dieser Arbeit eine neue inverse Methodik zur verbesserten Kennwertermittlung von Sandwichblechen auf Basis eines mehrachsigen Laborversuchs vorgestellt. Diese Vorgehensweise ermöglicht eine präzisere Vorhersage des Zwischenschichtversagens von dünnen Klebeschichten in der Blechumformung.

Der wesentliche Erkenntnisgewinn dieser Arbeit besteht daher einerseits in der Vorhersage der Verbindungsfestigkeit zweier gemeinsam umgeformter Platinen nach der Umformung und andererseits in der verbesserten Vorhersage des Zwischenschichtversagens von dünnen Klebeschichten von Sandwichblechen. Die neuen Vorhersagemöglichkeiten, insbesondere im Bereich der kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunde, bieten langfristig neue Konstruktions- und Auslegungsmöglichkeiten für flächig zu fügende Blechbauteile im Automobil-, Flugzeug-, Behälter- und Anlagenbau. Die flächig gefügten Verbunde können primär in großflächigen Schalen, Verkleidungen oder Strukturen mit geringen Anforderungen an die Verbindungsfestigkeit verwendet werden. Ferner wird aufgezeigt, welche Möglichkeiten zur Integration von Versteifungs- und Befestigungselementen in die hybriden Verbunde bestehen. Solche Bauteile können zukünftig auch für die Integration von Sensorik (z.B. Leiterbahnen) und Aktorik (z.B. Piezoelemente) verwendet werden.

4 CHARAKTERISIERUNG DER VERBINDUNGSFESTIGKEIT KRAFTSCHLÜSSIGER MEHRSCICHTVERBUNDE

Kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde, welche aus gleichen Blechwerkstoffen bestehen, werden in industriellen Anwendungen bereits seit Jahren in schalldämpfenden Anwendungen eingesetzt (vgl. Kap. 1). Um eine ausreichende Verbindungsfestigkeit solcher Verbunde sicherzustellen, werden diese Fügeverbindungen oftmals hilfsweise zusätzlich genietet, da keinerlei Auslegungsg Grundlagen und Wirkmechanismen dieser flächigen Verpressung bekannt sind.

Ziel dieses Kapitels ist es daher, die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Verbindungsfestigkeit solcher kraftgebundenen Mehrschichtverbunde herauszuarbeiten und ein geeignetes Prognosemodell zur Vorhersage der flächigen Verpressung auf Basis numerischer Berechnungen zu entwerfen. Die numerische Simulation der Verbindungskraft nach der Umformung dient dabei als Hilfsmittel, setzt jedoch eine genaue Kennwertermittlung zur Parametrisierung der Simulationsmodelle voraus.

4.1 Mechanisch-technologische Kennwerte und Prüfmethode zur Charakterisierung von kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden

4.1.1 Ermittlung der mechanischen Kennwerte der monolithischen Werkstoffe

Die Fließkurve (vgl. Kap. 2.1.1) stellt in der Umformtechnik eine grundlegende Größe zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens metallischer Werkstoffe dar. Die experimentelle Ermittlung von Fließkurven für Blechwerkstoffe wird durch den genormten einachsigen Flachzugversuch nach DIN 50125 durchgeführt. Um die numerische Stabilität von FE-Rechnungen von Blechumformprozessen gewährleisten zu können, werden Extrapolationsansätze herangezogen, um Aussagen zum Umformverhalten bis zu einem Umformgrad von bis zu $\varphi = 1$ treffen zu können.

In dieser Arbeit werden hochfeste Blechwerkstoffe (*DP600*, *DP800*, *DP980*), die Aluminiumwerkstoffe (*AA5754*), der Kaltumformstahl (*DC04*) und der rostfreie Stahl (*1.4301*) als Halbzeuge für den Umformprozess verwendet (vgl. Tab. 4.1). Für die Extrapolation der Fließkurven wurde für die folgenden Untersuchungen die vereinfachte Extrapolationsmethode nach *Hockett-Sherby* verwendet [Hoc75]. Voraussetzung für dieses Verfahren ist ein Spannungs-Dehnungs-Diagramm, das aus dem oben genannten standardisierten Flachzugversuch als Mittelwert aus mindestens drei Blechproben bis zur Bruchdehnung erstellt wird. Mit den daraus gewonnenen Daten lassen sich die Materialkonstanten σ_s , N und p analytisch für Gleichung 4-1 bestimmen. Hierbei ist es wichtig, die wahren Spannungswerte des Probenquerschnittes zu verwenden. Danach lässt sich die Fließkurve für jeden beliebigen Dehnungsbetrag mit der Gleichung 4-1 annähern.

$$\sigma = \sigma_s - e^{-(N \cdot \epsilon)^p} (\sigma_s - \sigma_y) \quad (\text{Gl. 4-1})$$

Grundlage für die Fließkurvenextrapolation ist die Annahme, dass die Verfestigung des Blechwerkstoffs endlich ist und sich dessen plastisches Fließen somit asymptotisch einer stationären

Fließspannung annähert. Diese stationäre Fließspannung wird auch Sättigungsspannung σ_s [Sta01] genannt und beschreibt das Ende der Verfestigung vor dem Bereich der Probeneinschnürung. Die Spannung σ_y beschreibt die von der Dehnung ε abhängigen Spannungswerte im Spannungs-Dehnungs-Diagramm.

Ermittlung der Fließkurven von hochfesten Blechwerkstoffen

Die Fließkurve der hochfesten Blechwerkstoffe wurde aus quasi-statischen Zugversuchen nach DIN 50125 bei Raumtemperatur mit einer Prüfgeschwindigkeit von 20 mm/min aufgenommen. Die Ergebnisse der hochfesten Werkstoffe (DP600, DP800, DP980) sind in Bild 4-1a-d dargestellt und wurden nach *Hockett-Sherby* mit den Parametern $p=0,65$ und $N=10,4$ extrapoliert.

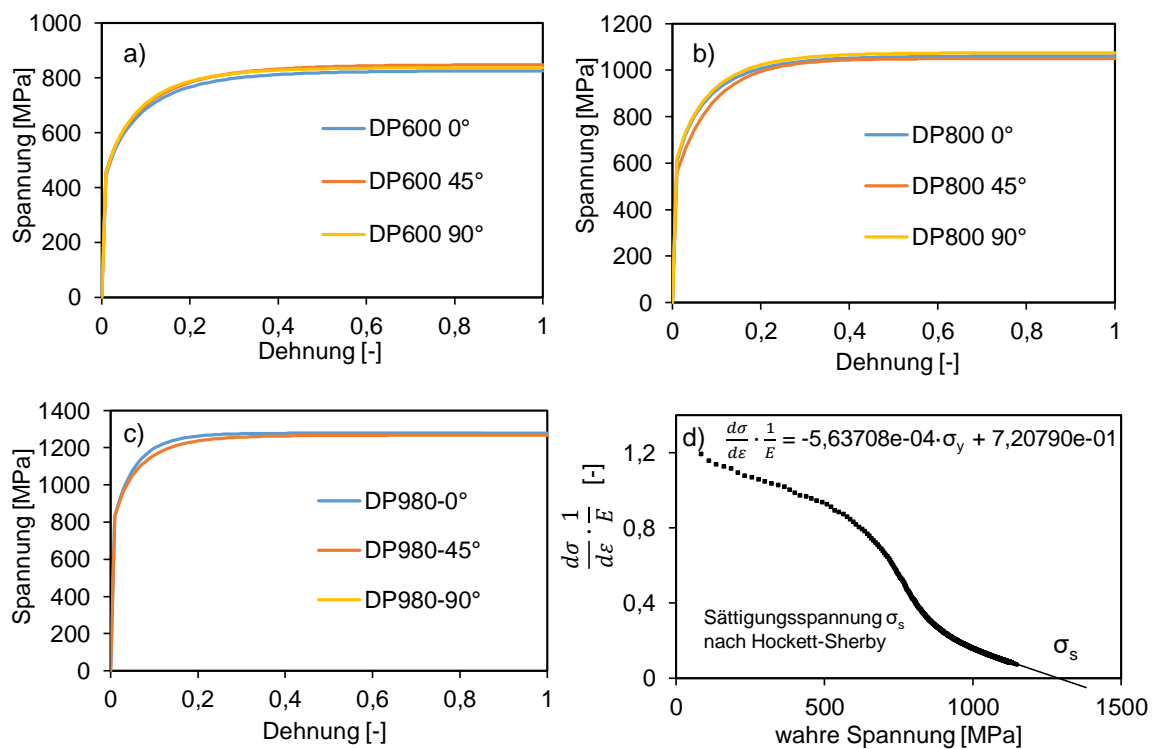


Bild 4-1: Fließkurvenextrapolation für die hochfesten Stahllegierungen DP600, DP800, DP980 in der Blechdicke 1,0 mm in verschiedenen Walzrichtungen: a) Fließkurve DP600; b) Fließkurve DP800; c) Fließkurve DP980; d) Ermittlung der Sättigungsspannung σ_s nach *Hockett-Sherby*

Die Fließkurven für die Aluminiumlegierung AA5754 (Blechdicke $s_0=0,3$ mm und $s_0=0,5$ mm) und die rostfreie Stahllegierung 1.4301 (Blechdicke $s_0=0,3$ mm und $s_0=0,5$ mm) sind im Anhang 8.4 dargestellt und wurden auf die gleiche Art und Weise bestimmt.

Bestimmung des E-Moduls in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung

Das Werkstoffverhalten von Blechwerkstoffen während einer mechanischen Beanspruchung unter einachsiger Zugbelastung wird durch das Spannungs-Dehnungs-Diagramm charakterisiert. Kennzeichnend für dieses Diagramm ist, dass zu Beginn der Deformation der Probe ein elastischer

Bereich existiert, welcher durch das *Hook'sche* Gesetz beschrieben wird. Die Steigung dieser Gerade wird vereinfacht durch den E-Modul definiert.

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (\text{Gl. 4-2})$$

Der Elastizitätsmodul von Blechwerkstoffen wird in den meisten Tiefziehberechnungen als konstante Größe angenommen, so werden für Stahl üblicherweise 210 GPa und für Aluminiumwerkstoffe 70 GPa angesetzt. Aufgrund von Prozessschwankungen während des Warm-/Kaltwalzens, der Umformhistorie und der Oberflächentextur ist der E-Modul von Blechwerkstoffen im Auslieferungszustand einer gewissen Streuung ausgesetzt [Hes91].

Zur Ermittlung des E-Moduls in Abhängigkeit von der plastischen Verformung wurden Streifen (Breite: 100 mm; Länge: 500 mm) uniaxial in einem hexagonalen Spannrahmen vorgedehnt. Der hexagonale Spannrahmen besteht aus mehreren Klemmvorrichtungen, um das Blech definiert dehnen zu können. Der Versuchsaufbau ist [Hoe16] beschrieben. Die mittleren Probenbereiche, welche als homogen vorgedehnt angesehen wurden, dienten zur Entnahme von Zugproben, welche nach DIN 50125 geprüft wurden. Es wurden verschiedene Vordehnungen in die Proben eingebracht, um unterschiedliche Niveaus der plastischen Dehnung zu erhalten. Es wurden jeweils drei Proben für jeden plastischen Dehnungszustand gezogen und der Mittelwert daraus gebildet. Bild 4-2 zeigt die experimentell ermittelten Abhängigkeiten von plastischer Dehnung und E-Modul.

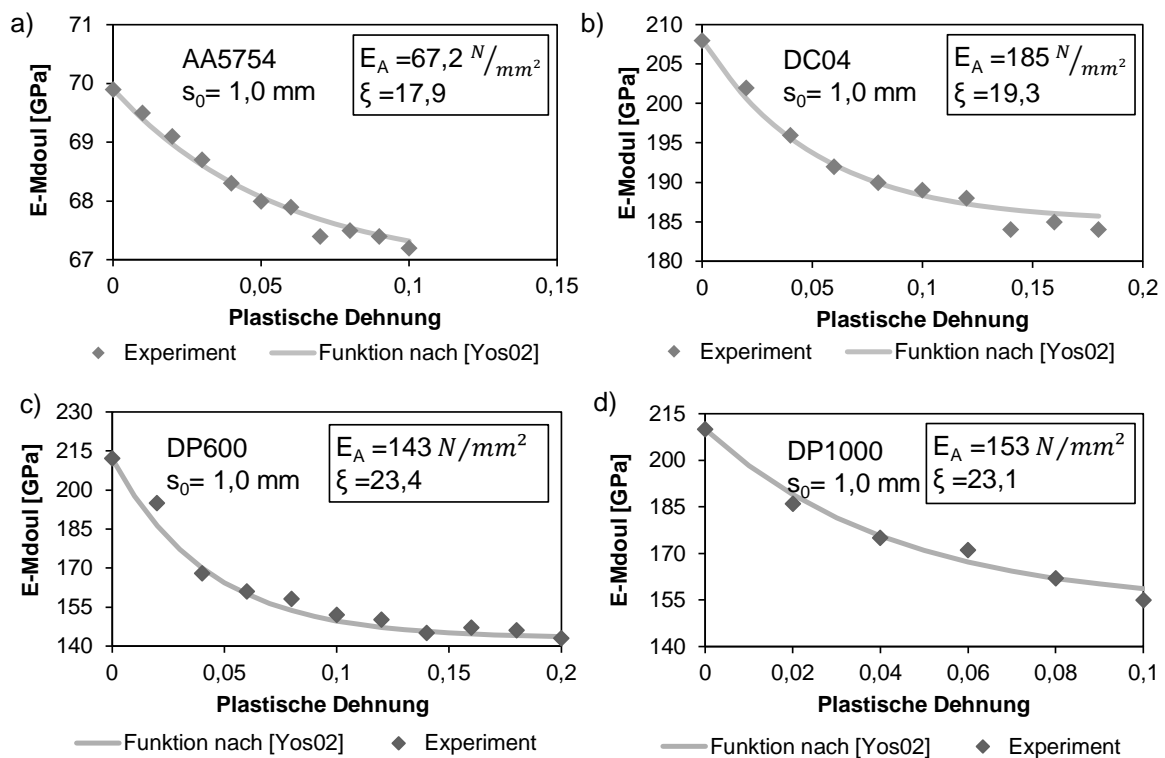


Bild 4-2: Abhängigkeit des E-Moduls von der plastischen Dehnung für den Werkstoff a) AA5754 ($s_0=1,0 \text{ mm}$); b) DC04 ($s_0=1,0 \text{ mm}$), DP600 ($s_0=1,0 \text{ mm}$) und d) DP1000 ($s_0=1,0 \text{ mm}$)

Die Abhängigkeit des E-Moduls von der plastischen Dehnung wird insbesondere für das in *LS-Dyna* implementierte Materialmodell MAT_36, welches die E-Modul Abhängigkeit von der plastischen Dehnung berücksichtigen kann, verwendet. Die E-Modul-Abhängigkeit berechnet sich nach [Yos02b] wie folgt:

$$E = E_0 - (E_0 - E_A) \cdot [1 - e^{-\xi \cdot \varepsilon}] \quad (\text{Gl. 4-3})$$

Die Parameter E_0 (E-Modul bei $\varepsilon=0$) und E_A (gesättigter E-Modul) wurden aus uniaxialen Zugversuchen mit kraftgeregelter Belastung bestimmt und sind in Bild 4-2 dargestellt. ξ stellt eine Werkstoffkonstante dar und wird durch *Fitting*-Funktionen berechnet. Der Effekt der Abnahme des E-Moduls ist besonders für Stahlwerkstoffe nicht zu vernachlässigen, da dieser für die Rückfederungsberechnung notwendig sind.

4.1.2 Modellversuch zur Ermittlung der tribologischen Kennwerte zwischen Proben aus unterschiedlichen Blechwerkstoffen

Angesichts des bislang unvollständigen Kenntnisstands über das tribologische Verhalten von zwei ungleichen Blechwerkstoffpaarungen bestand ein wesentliches Ziel der experimentellen Untersuchungen darin, ein besseres Verständnis des tribologisch-mechanischen Verhaltens im Pressungsbereich unter variabler Kontaktbeanspruchung (1-20 MPa) und im Bereich der Ziehgeschwindigkeit (50-150 mm/s) zwischen den Doppelplatinen zu ermöglichen. Die somit möglichst anwendungsnahen Bedingungen, welche sowohl beim

- (1) Tiefziehen der Halbzeuge zur Herstellung der Doppelplatinen und
- (2) beim Auszugsversuch der beiden Bauteile (vgl. 4.3.3)

auftreten, sollen der Parametrisierung der Simulationsmodelle dienen. Bild 4-3 stellt die prinzipiellen Einflussfaktoren auf die Reibung zwischen zwei Werkstoffen dar. Ziel der durchgeführten Untersuchungen stellt die Ermittlung von geeigneten Reibungszahlen beim *Gemeinsamtiefziehen* und beim Auszugsversuch dar. Zusätzlich wurde überprüft, inwiefern die Haftreibung bei der numerischen Berechnung der Auszugskraft berücksichtigt werden sollte.

Im Folgenden werden die Einflussfaktoren

- Normalkraft,
- Relativgeschwindigkeit,
- Schmierung (Oberflächenkonditionierung) und
- Oberflächentopologie

beider Reibpartner für verschiedene Werkstoffpaarungen ermittelt. Während der Umformung kommt es zu einer Relativbewegung zwischen den beiden Platinen aufgrund der ungleichen geometrischen Abwicklung (vgl. Verfahrensbeschreibung in Kap. 4.3). Die Relativbewegung wird in eine Haft- und eine Gleitphase unterteilt. Die ermittelten Reibungszahlen wurden abschließend zu Reibungsmodellen kombiniert und im weiteren Verlauf der Arbeit mithilfe von Laborbauteilen validiert (vgl. Kap. 4.4).

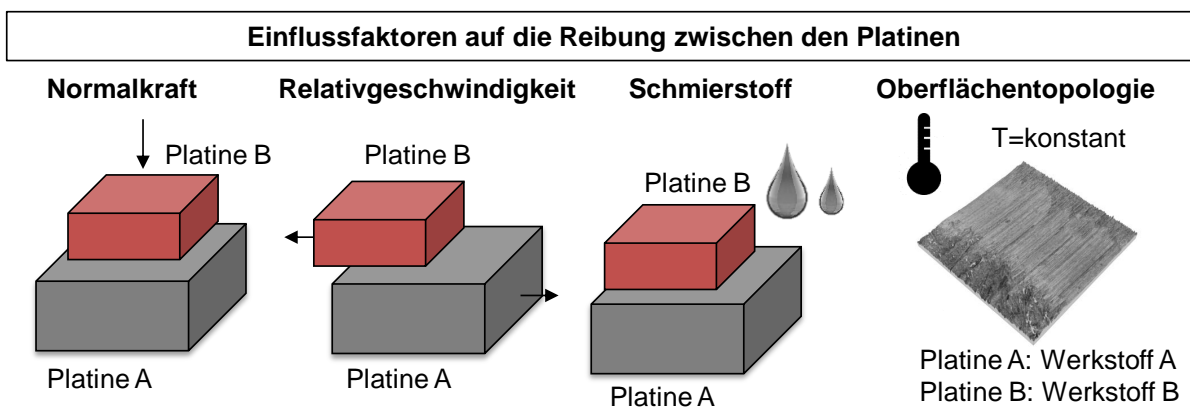


Bild 4-3: Einflussfaktoren auf die Reibungszahl zwischen Mehrschichtverbundwerkstoffen

Versuchsaufbau und Durchführung

In Anlehnung an Kapitel 2.1.4 wurden Streifenziehversuche mit unterschiedlichen Werkstoffkombinationen durchgeführt, um einen Zusammenhang zwischen der Reibungszahl μ , der durch den Blechhalter aufgebrachten Flächenpressung p , der Ziehgeschwindigkeit v und der Oberflächenkonditionierung Q abzuleiten. Es wurden sowohl die Haft- als auch die Gleitreibungszahlen ermittelt (vgl. Versuchsplan Tab. 4-1). Bild 4-4a/b zeigt den Modellaufbau zur Bestimmung der Reibungszahl μ . Die Aufnahme des Messkopfes wurde dabei umkonstruiert, um unterschiedliche Blechwerkstoffe einspannen zu können. Eine zusätzliche Verschraubung stellt sicher, dass keine Relativbewegung während der Versuchsdurchführung zwischen den Platinen auftritt. Gemäß des *Coulomb'schen* Reibgesetzes (vgl. Kap. 2.1.4) werden die Normal- und die Reibungskraft bestimmt und die Reibungszahl μ daraus berechnet.

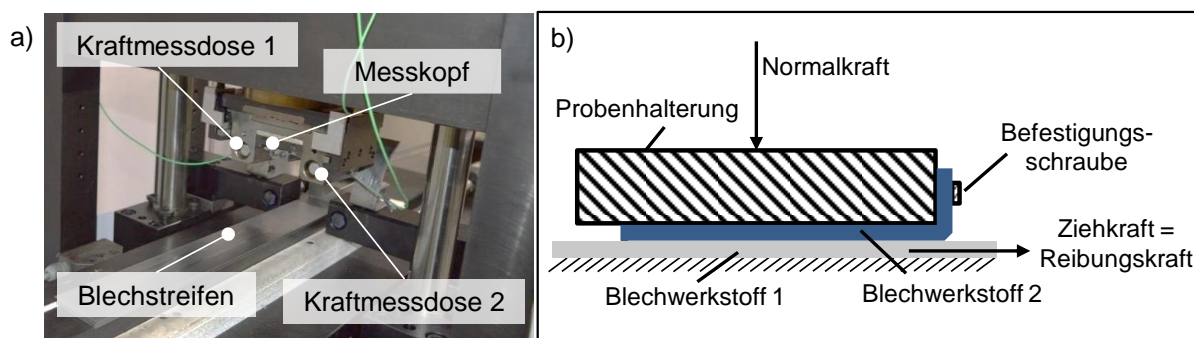


Bild 4-4: a) Aufbau des Modellversuchs zur Ermittlung der Reibungszahlen zwischen zwei Proben aus unterschiedlichen Blechwerkstoffen; b) Prinzipdarstellung des Versuchsaufbaus

Folgende Tabelle (Tab. 4-1) stellt die untersuchten Blechwerkstoffe und Parametervariationen in einem Versuchsplan dar. Für den Blechwerkstoff 1 wird in jedem Versuch der Werkstoff DC04 mit der Blechdicke $s_0=0,8$ mm verwendet. Es wurden von jedem Versuch mindestens 5 Wiederholungen durchgeführt.

Tab. 4-1: Verwendete Blechwerkstoffe und Parametervariationen für die Streifenziehversuche

Werkstoff	Blechdicke s_0 [mm]	Flächenpressung [MPa]	Ziehgeschwindigkeit [mm/s]	Oberflächenkondition
Blechwerkstoff 1				
DC04	0,8 mm			
Blechwerkstoff 2				
DP600	1,0	1, 5, 10, 15, 20	-	Beölung: Q = 1,5 g/m ² (geölte Oberfläche) R _z =3,81 µm (geölte Oberfläche)
DP800	1,0		-	
DP1000	1,0		50, 100, 150	Grundbeölung: Q=0,5 g/m ² R _z =3,81 µm
AA5754	0,3 / 0,5		-	Angeraute Oberfläche: Kein Schmierstoff R _z =4,92 g/m ²
1.4301	0,3 / 0,5		-	

Zur Absicherung der statistischen Messwerte (Reibungszahlen μ) wurde jeweils die Normalverteilung bzw. Häufigkeit der Reibungszahlen μ aufgetragen. Bild 4-5 zeigt exemplarisch eine normalverteilte *Gauss'sche* Glockenkurve für die Werkstoffkombination DP1000 und DC04. Die Reibungszahlen liegen hierbei in einem relativ engen Wertebereich zwischen $\mu > 0,1$ und $\mu < 0,11$.

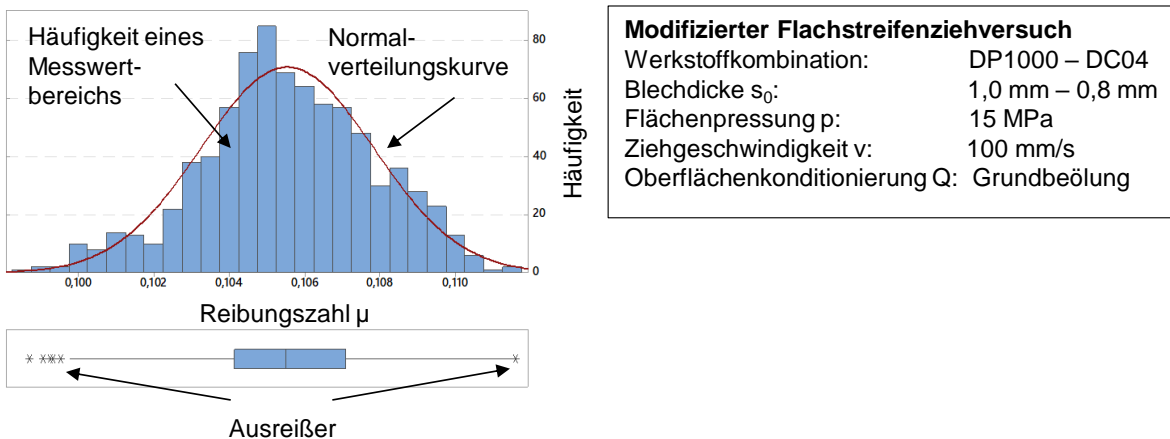


Bild 4-5: Statistische Absicherung der Messwerte zur Ermittlung der Reibungszahl μ zwischen DP1000 und DC04 (Flächenpressung 15 MPa)

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Ermittlung der Haft- und Gleitreibungszahlen der verschiedenen Werkstoffkombinationen dargestellt. Die Ermittlung der Haftreibungszahlen basiert dabei auf Maximalwerten, d.h. auf den höchsten gemessenen Absolutwerten aus dem Versuch. Diese Vorgehensweise wurde gewählt, da das Kraftmaximum aufgrund der nicht ausreichend hohen Abtastrate vermutlich nicht genau bestimmt werden konnte. Hochfrequente Abtastraten (>1000 Hz) können die Messgenauigkeit in diesem Fall erheblich verbessern.

Ermittlung der flächenpressungsabhängigen Haft- und Gleitreibungszahlen zwischen zwei Platinen aus unterschiedlichen Blechwerkstoffen

Um ein geeignetes Intervall für die experimentelle Ermittlung der flächenpressungsabhängigen Haft- und Gleitreibungszahlen zu bestimmen, wurde die nominelle Kontaktfläche bei Blechhalterchluss als auch die Kontaktfläche im unteren Totpunkt bei maximaler Ziehtiefe zugrunde gelegt. Über den Zusammenhang $p=F/A$ kann bei einer Blechhalterkraft von 100 kN ein Flächenpressungsintervall von 5-17 MPa berechnet werden. Die Intervallgrenzen wurden daraus folgend auf 1 MPa – 20 MPa festgelegt. Im realen Versuch können jedoch durchaus höhere Flächenpressungen als die analytisch berechneten Flächenpressungswerte auftreten.

Haft- und Gleitreibungszahlen für Werkstoffkombinationen aus höherfesten Stahllegierungen und unlegiertem Stahl (DP-Stähle/DC04)

Bild 4-6a-f zeigt eine Zusammenfassung der ermittelten Haft- und Gleitreibungszahlen von höherfesten Werkstoffen (DP600-DP1000) in Kombination mit dem Blechwerkstoff DC04. Es fällt auf, dass die Haftreibungszahlen um ein Vielfaches (Faktor 2-3) über den Gleitreibungszahlen liegen. Die Haftreibungszahlen wurden ermittelt, da die Haftreibung vermutlich für die Kraftspitze (Losreißkraft) beim Auszugsversuch maßgebend ist. Je höher die Festigkeit des Blechwerkstoffs, desto höher die Reibungszahl bei niedrigen Flächenpressungen.

Die gemessenen Kurven wurden in Kapitel 4.3.3 verwendet, um eine dynamische Reibungsmodellierung beim Tiefziehen und bei der Modellierung des Auszugsversuchs abzubilden. Der Auszugsversuch wird im weiteren Verlauf der Arbeit zur Ermittlung der Verbindungsfestigkeit zweier gemeinsam tiefgezogener Platinen verwendet. Eine genaue Kenntnis über die tribologischen Verhältnisse ist daher unerlässlich für die numerische Abbildung kraftschlüssig gefügter Mehrschichtverbunde.

Haft- und Gleitreibungszahlen für Werkstoffkombinationen aus Aluminium bzw. rostfreien Stahllegierungen und unlegiertem Stahl (5754/DC04; 1.4301/DC04)

Die Aluminiumlegierung AA5754 und die rostfreie Stahllegierung 1.4301 stellen eine Besonderheit bei der Ermittlung von Haft- und Gleitreibungszahlen in Bezug auf das tribologische System dar. Bei hoher Flächenpressung und geringem Schmierstoffeinsatz kann es zu Kaltverschweißungen zwischen den beiden Reibungspartnern, welche schließlich zum Substratbruch führen können, kommen (vgl. Bild 4-7a-d; kein „gelber“ Balken vorhanden). Insbesondere im Flanschbereich von Ziehtteilen kam es aufgrund der hohen Flächenpressung zwischen Blechhalter, Mehrschichtverbund und Matrize zu Kaltverschweißungen zwischen den Platinen.

Insgesamt zeigten die Versuche eine hohe Reproduzierbarkeit und kleine Streuung der Messergebnisse. Die Streuung der Messergebnisse nimmt bei geringen Flächenpressungen zu. Dieser Effekt kann durch die große Streuung der gemittelten Rautiefe erklärt werden (vgl. Bild 4-9).

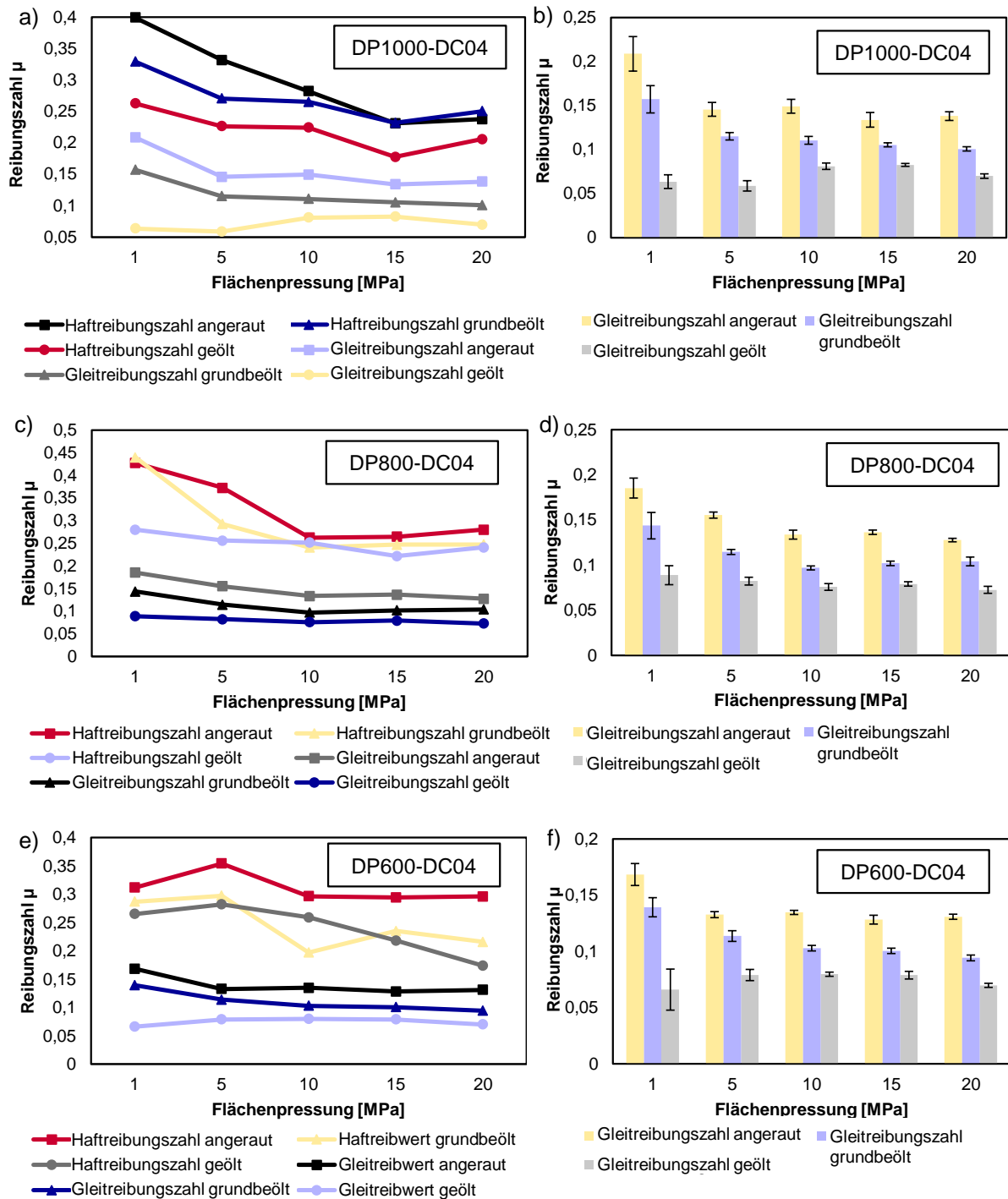


Bild 4-6: Haft- und Gleitreibungszahlen für höherfeste Blechwerkstoffe: a) Kombination DP1000-DC04; b) Streuung der Gleitreibungszahlen und Reibungszahlen für DP1000-DC04; c) Kombination DP800-DC04; d) Streuung Gleitreibungszahlen und Reibungszahlen für DP800-DC04; e) Kombination DP600-DC04; f) Streuung der Gleitreibungszahlen und Reibungszahlen für DP600-DC04

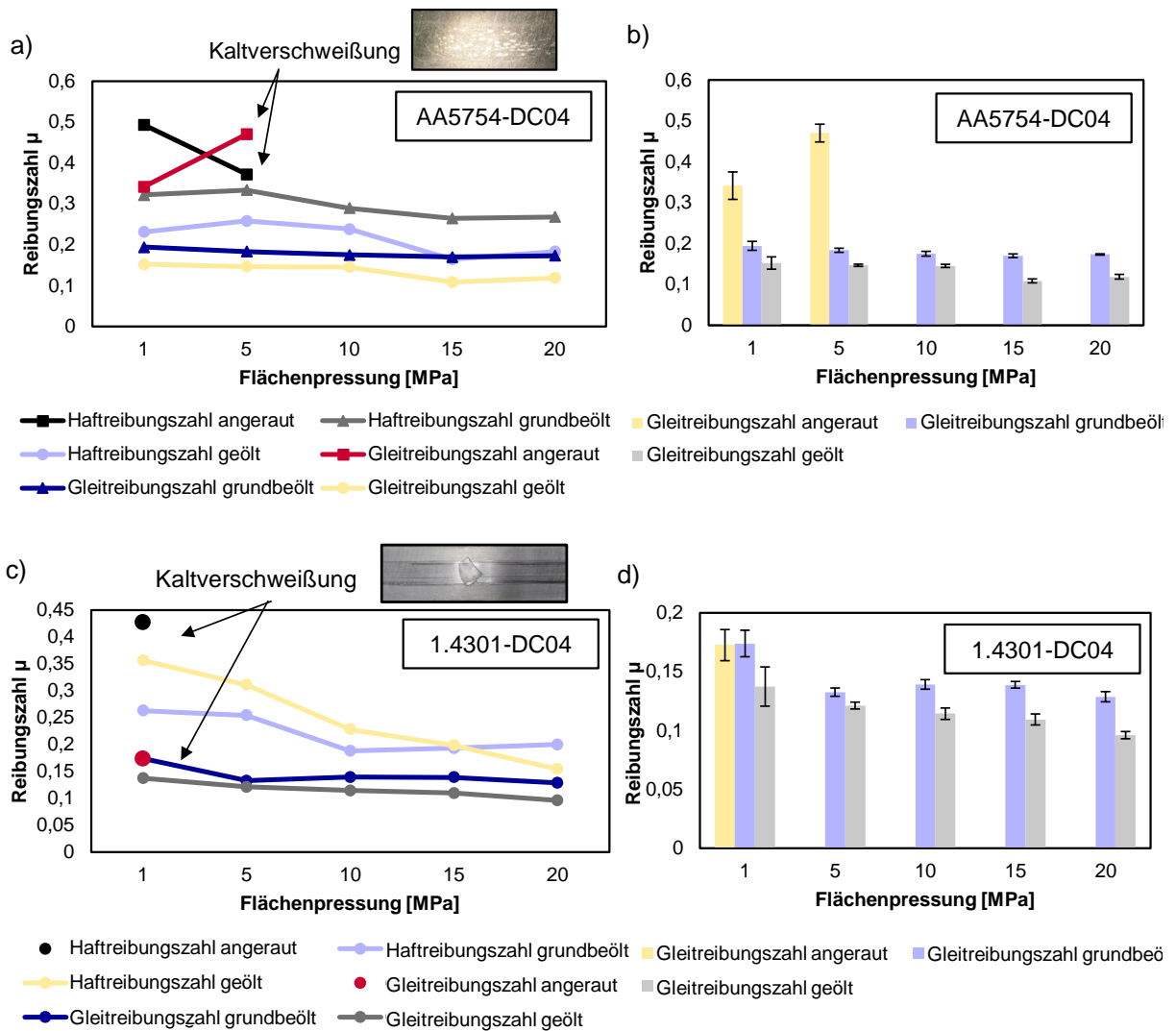


Bild 4-7: Haft- und Gleitreibungszahlen für Aluminium/rostfreie Stahllegierungen: a) Kombination AA5754-DC04; b) Streuung der Gleitreibungszahlen für AA5754-DC04; c) Kombination 1.4301-DC04; d) Streuung Gleitreibungszahlen für 1.4301-DC04

Ermittlung der geschwindigkeitsabhängigen Gleitreibungszahlen

Unterschiedliche Ziehgeschwindigkeiten können zu unterschiedlichen Reibungszahlen führen, sodass die Signifikanz der Relativgeschwindigkeit beider Reibungspartner für den Blechwerkstoff DP1000 und DC04 im Rahmen dieser Versuchsreihe ebenfalls untersucht wurde. Bild 4-8 zeigt die geschwindigkeitsabhängigen Gleitreibungszahlen für verschiedene, produktionsnahe Ziehgeschwindigkeiten zwischen 50 und 150 mm/s. Die Ergebnisse zeigen eine gute Wiederholgenauigkeit der Messergebnisse. Für geölte Proben ist dieser Geschwindigkeitseinfluss am geringsten (zwischen $\mu=0,06 - 0,08$), für Proben mit angerauter Oberfläche am größten (zwischen $\mu=0,14 - 0,16$). Insgesamt kann jedoch konstatiert werden, dass sich der Einfluss der Ziehgeschwindigkeit bei den hier durchgeführten Versuchen nur gering auf die Änderung der Gleitreibungszahl auswirkt (Bild 4-8a/b). Für die Reibungsmodellierung wird der Geschwindigkeitseinfluss daher in dieser Arbeit vernachlässigt.

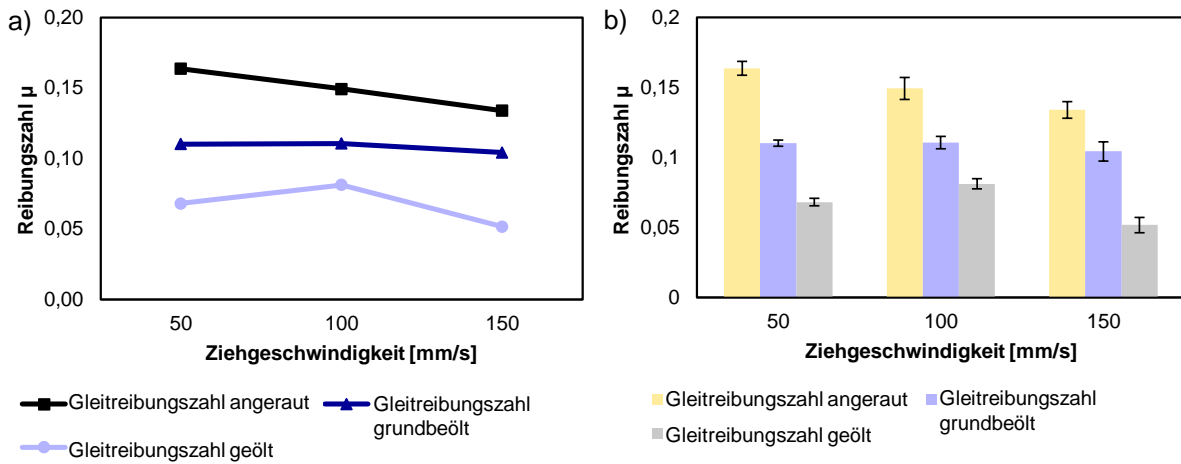


Bild 4-8: a) Einfluss der Ziehgeschwindigkeit auf die Gleitreibungszahl (Werkstoffkombination: DP1000-DC04, Flächenpressung: 10 MPa) b) Streuung der Gleitreibung und Reibungszahlen

Ermittlung der gemittelten Rautiefe nach der Einebnung in Abhängigkeit von der Gleitreibung

Die mikroskopische Einebnung der Platinenoberflächen spielt bei tribologischen Systemen in der Blechumformung eine tragende Rolle. Bild 4-9a/b stellt den Zusammenhang zwischen der Abnahme der Oberflächenrauigkeit und der Flächenpressung für die hochfeste Werkstoffkombination DP1000 und DC04 dar. Eine Flächenpressung von 0 MPa stellt die Rautiefe R_z ohne äußere Beanspruchung dar (Ausgangszustand).

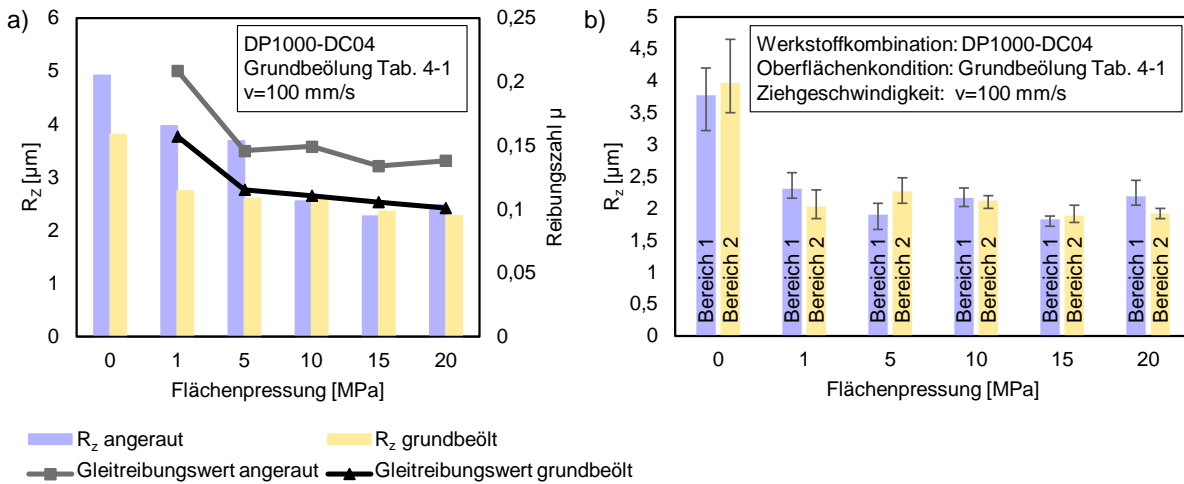


Bild 4-9: a) Gemittelte Rautiefe und Gleitreibungszahl über der Flächenpressung; b) Rautiefe über Flächenpressung für verschiedene Messbereiche (DP1000, vgl. Bild 4-10)

Bereits geringe Flächenpressungen führen zu einer ausgeprägten Einebnung der Halbzeugoberfläche des Werkstoffs DP980. Es wurden daher zwei Messbereiche auf der Probenunterseite nach Prozessende definiert (vgl. Bild 4-10a), um den Veränderungsbereich der Rautiefe über die gesamte Platine charakterisieren zu können. Die Bereiche 1 und 2 weisen dabei ähnliche Messwerte

auf, sodass auf eine relativ gleichmäßige Kraftübertragung auf die Platine geschlossen werden kann. Die Abnahme der Rauigkeit bei Erhöhung der Flächenpressung zeigt somit eine indirekte Abhängigkeit von der Gleitreibungszahl. Bei Flächenpressungen kleiner 5 MPa zeigt sich eine höhere Streuung der Rautiefe als bei hohen Flächenpressungen (vgl. Bild 4-10b/c).

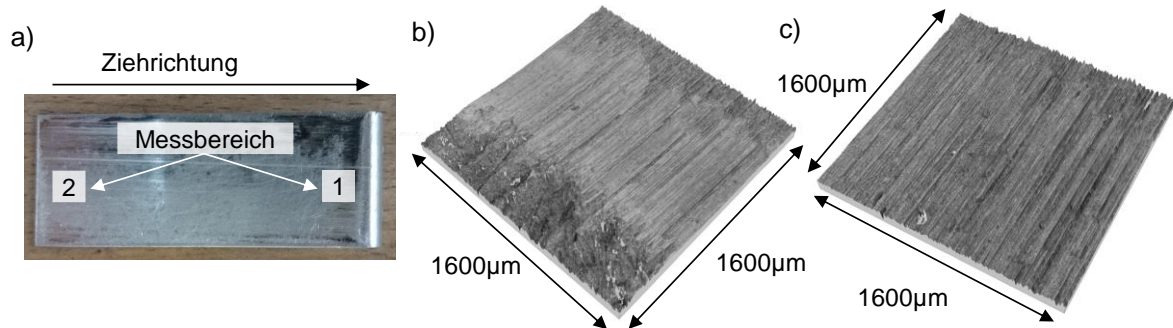


Bild 4-10: a) Messbereich 1 und 2 auf der Probenunterseite nach Prozessende;
 b) Messbereich 1, Flächenpressung 5 MPa (Oberflächenkondition: angeraut);
 c) Messbereich 1, Flächenpressung 20 MPa (Oberflächenkondition: angeraut)

Reibungsmodelle für die numerische Untersuchung

Für die Reibungsmodellierung der kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunde (vgl. Kap. 4.4) wurden nachfolgend zwei Reibungsmodelle verwendet. Die Ergebnisse aus dem vorherigen Abschnitt zeigen, dass primär eine Abhängigkeit von der Flächenpressung bei der Ermittlung der Reibungszahlen von Doppelplatinen berücksichtigt werden müssen. Das erste Modell basiert auf einer linear-quadratischen Funktion nach *Sniekers* und berücksichtigt die genannte Druckabhängigkeit p bei Vernachlässigung des Geschwindigkeitseinflusses [Sni96]. Die Koeffizienten a , b und c werden mathematisch durch Regression aus den Versuchsergebnissen aus Bild 4-6/Bild 4-7 berechnet:

$$\mu(p) = a + b \cdot p - c \cdot p^2 \quad (\text{Gl. 4-4})$$

Das zweite Modell basiert auf einer e-Funktion und berücksichtigt ebenfalls die Druckabhängigkeit p . Dieses Reibungsmodell wurde von *Kaminsky* vorgeschlagen [Kam99]:

$$\mu(p) = \mu_0 \cdot e^{-\lambda \cdot p} \quad (\text{Gl. 4-5})$$

Die flächenpressungsabhängigen Reibungsmodelle zeigen im dargestellten Konfidenzintervall (0 bis 20 MPa, vgl. Bild 4-11) nur geringe Unterschiede voneinander. Aus diesem Grund wurde das Modell von *Sniekers* im weiteren Verlauf der Arbeit verworfen, da das Modell trotz der relativ höheren Approximationsgüte der Funktion im Vergleich zu dem Modell von *Kaminsky*, bei einer Interpolation des Reibungsmodells über die Konfidenzintervalle hinaus durch die quadratische Funktion, zu relativ großen Ungenauigkeiten führt. Die Approximationsgüte der Funktion (vgl. Bild 4-11) wurde hierbei als Genauigkeitsmaß definiert, um sicherzustellen, dass die Funktion den Messwerten folgt. Die Modellierung mit konstanten Reibungszahlen wurde beibehalten, um einen

direkten Vergleich von dynamischer Reibungsmodellierung zu einer Modellierung mit konstanten Reibungszahlen zu erhalten (vgl. Kapitel 4.4)

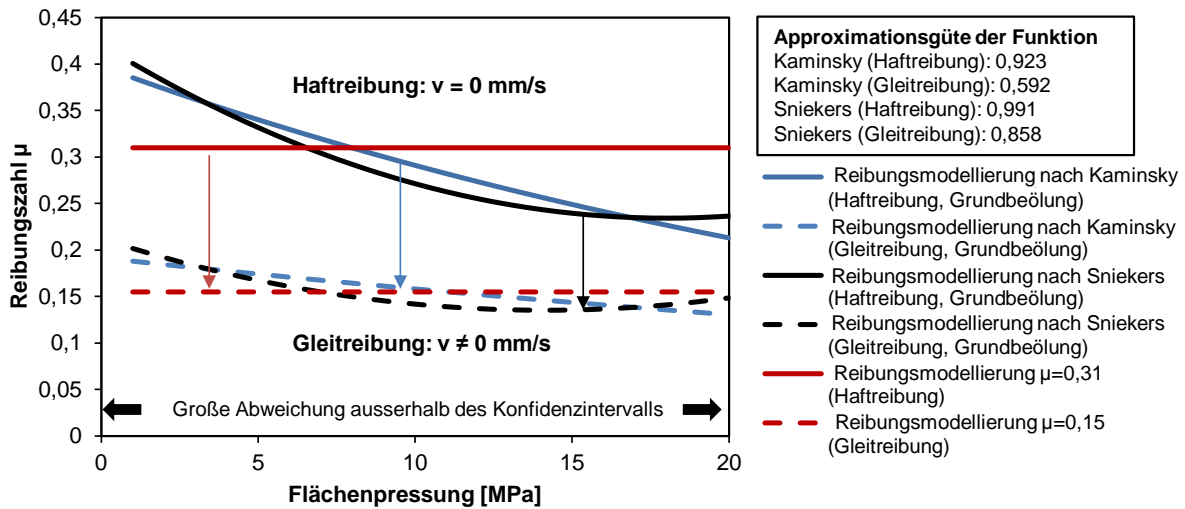


Bild 4-11: Darstellung von Reibungsmodellen für die numerische Abbildung von kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden

Tab. 4-2 fasst die vier ausgewählten Reibungsmodelle für die numerische Simulation am Beispiel der Werkstoffkombination DP1000-DC04 und AA5754-DC04 zusammen. Diese Reibungsmodelle liefern die Eingangsparameter für die numerischen Simulationen und werden in Kapitel 4.4.3 und 4.4.4 in Bezug auf ihre Genauigkeit hinsichtlich der Blechausdünnung und der Auszugskraft validiert. Die Auszugskraft stellt die zentrale Größe zur Bewertung der Verbindungskraft zweier gemeinsam umgeformter Platinen dar (vgl. Kap. 4.3.4). Die hier durchgeführten Versuche waren zwingend erforderlich, um zu prüfen, welche Reibungszahlen (Haft- und/oder Gleitreibung; dynamisch Reibungszahl oder konstante Gleitreibungszahl) sich am besten eignen, um die Verbindungskraft numerisch möglichst genau zu berechnen. Die Validierung der Reibungsmodelle erfolgt in Kapitel 4.4.4.

Tab. 4-2: Verwendete Reibungsmodelle für die numerische Simulation in Kap. 4 und 5

Bezeichnung	Abkürzung	Werkstoff-Kombination 1	Werkstoff-Kombination 2	Beschreibung nach
Reibungsmodell 1 Gleitreibung $\mu=0,15$	RM1	Werkstoff 1 AA5754 – $s_0=0,5$ mm	Werkstoff 1 DP1000 – $s_0=1,0$ mm	-
Reibungsmodell 2 Dynamische Gleitreibung	RM2	Werkstoff 2 DC04 – $s_0=0,8$ mm	Werkstoff 2 DC04 – $s_0=0,8$ mm	Kaminsky
Reibungsmodell 3 Haftreibung $\mu=0,31$	RM3			-
Reibungsmodell 4 Dynamische Haftreibung	RM4			Kaminsky

4.1.3 Modellversuch zur Ermittlung der kinematischen Verfestigung von Blechwerkstoffen

Die in Kapitel 2 dargestellten Anforderungen und Einflussfaktoren auf die Rückfederung von Blechwerkstoffen zeigen, dass die kinematische Verfestigung einen erheblichen Einfluss auf das Rückfederungsverhalten des Bauteils nach dem Tiefziehen aufweist. Unter der Prämisse der bestmöglichen Quantifizierung der Verbindungsfestigkeit von kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden durch das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens* (vgl. Kap. 3) wurden nachfolgend Zug-Druck-Versuche zur Ermittlung der Parameter für das kombinierte *Chaboche* und *Yoshida-Uemori*-Verfestigungsmodell (vgl. Anhang 8.1) durchgeführt. Diese Versuche sind nicht standardisiert bzw. genormt, sodass ein Werkzeug zur Durchführung entsprechender Versuche konstruiert wurde.

Ziel der Untersuchung bildete daher die Ermittlung des optimalen Parametersatzes zur genauen Abbildung der kinematischen Verfestigung für die verwendeten Werkstoffe. Die Parameter wurden für die numerischen Untersuchungen in Kapitel 4.2 (*AutoForm R7*), 4.4 (*LS-Dyna R8.1.0*) und 4.5 (*Deform V11.2*) verwendet.

Versuchsaufbau und Durchführung

Zur Charakterisierung der Zug-/Druck-Wechselplastifizierung von Blechwerkstoffen wurden Zug-Druck-Versuche mithilfe einer universalen Zugprüfmaschine durchgeführt. Um ein Ausknicken der Proben während des Zug-Druck-Belastungszyklus zu verhindern, wurde ein Werkzeug zur Aufnahme von kleinen Zugproben (DIN 50125 – H 12,5 x 50 mm, vgl. Anhang 8.5) konstruiert. Der Einfluss der Reibung während der Umformung wurde dabei durch den Einsatz von Teflonfolie und Schmiermittel möglichst niedrig gehalten (vgl. Bild 4-12a/b). Die plastische Dehnung der Probe kann somit durch eine konische Öffnung ohne Ausknicken der Probe ermittelt werden (vgl. Bild 4-12c/d). Es wurden ausschließlich Proben ausgewertet, welche keine Form des Ausknickens zeigten (z.B. Knittern, horizontale Instabilität, Knicken).

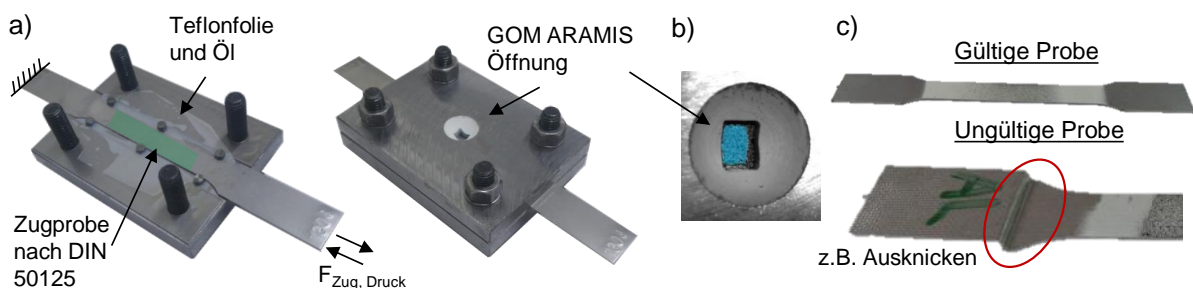


Bild 4-12: a) Probengeometrie und Werkzeug zur Durchführung von Zug-/Druckversuchen; b) Messung der Zug-/Druckdehnungen mit GOM ARAMIS; c) Beispiele für gültige und ungültige Proben nach Belastung

Die Durchführung der Zug-Druck-Versuche erfolgte weggeregelt über die Traversenposition in der Zugprüfmaschine, sodass sowohl Versuche mit einer einfachen, als auch Versuche mit einer

mehrfachen Lastumkehr (zwei Zyklen) realisiert werden konnten. Die Traversengeschwindigkeit wurde in mehreren Stufen ($v=0,05-2$ mm/s) variiert, ohne dass sich dabei ein nennenswerter Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die Spannungs-Dehnungs-Diagramme ergab. Die Zug-Druck-Geschwindigkeit wurde daraufhin für alle weiteren Versuche auf 0,2 mm/s festgelegt, wodurch bei der maximalen Aufnahme Frequenz des Messprogramms ARAMIS von 15 Bildern pro Sekunde eine ausreichende Anzahl an Dehnungswerten sichergestellt wurde. Das Abbruchkriterium des Versuches wurde so definiert, dass der Versuch automatisch bei Erreichen einer vorgegebenen Position der Traverse beendet wurde. Es wurden jeweils drei Proben ausgewertet und der Mittelwert aus den Messkurven gebildet.

Ermittlung der Spannungs-Dehnungskurven aus Zug-Druck-Versuchen

Die ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Zug-Druck-Versuchen bilden die Basis für die Ermittlung der Parameter der oben aufgeführten kinematischen Verfestigungsmodelle. In dieser Arbeit wird zwischen Einzelkurven (einmalige Zug-Druck-Beanspruchung) und Hysteresekurven (zweifache Lastumkehr) unterschieden, um den bestmöglichen Parametersatz für die Tiefziehsimulation in den oben genannten Kapiteln zu finden. Bild 4-13a zeigt exemplarisch die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven aus dem Zug-Druck-Versuch für den höherfesten Blechwerkstoff DP1000. Es ist zu erkennen, dass der Werkstoff frühzeitig bei fortschreitender Dehnung im Druckbereich plastifiziert. Dieser Effekt ist entscheidend für die Rückfederungsberechnung, da die Platine beim Tiefziehen eine Wechselplastifizierung durch Matrizen- und Stempelradius (oder auch Ziehleisten) erfährt. Die Lastumkehr führt dazu, dass das plastische Fließen nach dem Lastwechsel bereits bei einem geringeren Spannungsniveau eintritt.

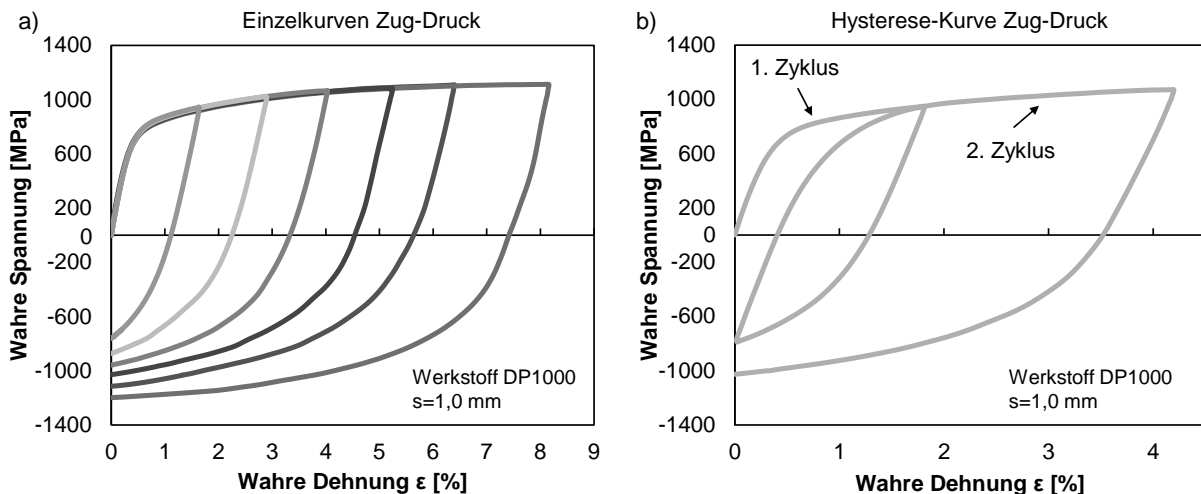


Bild 4-13: a) Experimentell ermittelte Einzelkurven aus Zug-Druck-Versuchen für verschiedene Dehnungsniveaus für den Werkstoff DP1000; b) Hysterese-Kurve (zweifache Lastumkehr) für den Werkstoff DP1000

Neben den bereits erwähnten Einzelkurven wurden auch sogenannte Hysteresekurven aufgenommen, um den Einfluss der zweifachen Lastumkehr auf den Fließort zu prüfen. Es wurden nur die Proben für die Ermittlung der Kennwerte benutzt, welche keine Anzeichen einer Instabilität (z.B.

Ausknicken der Probe, vgl. Bild 4-12c) zeigten. Dieses Ausknicken konnte insbesondere bei weichen Werkstoffen (z.B. A5754), bei geringen Blechdicken und bei hohen plastischen Dehnungen beobachtet werden.

Abschließend wurde der *Bauschinger*-Koeffizient β über das Verhältnis

$$\beta = \frac{\sigma_{Druck}}{\sigma_{Zug}} \quad (\text{Gl. 4-6})$$

berechnet, um den Einfluss der frühen Plastifizierung in Abhängigkeit von der Dehnung ε im Druckbereich bewerten zu können. Die dabei gewählte Vorgehensweise ist in Bild 4-14a dargestellt. Die zu ermittelnde Druckspannung stellt der Schnittpunkt einer um $\varepsilon=0,02\%$ verschobenen Gerade zur Entlastungsgeraden ($\sigma_{Zug} - \sigma_{Druck}$) dar. Die Saturierung der Messwerte soll als oberer Grenzwert für die Ermittlung der Parametersätze verwendet werden.

Höherfeste Werkstoffe zeigen niedrigere *Bauschinger*-Koeffizienten als weichere Stähle oder Aluminiumlegierungen. Ähnliche Ergebnisse konnten auch in anderen Experimenten (z.B. Torsionsversuch [Yin14]) beobachtet werden. Die größte Reduktion des *Bauschinger*-Koeffizienten findet dabei innerhalb der ersten 2 % der plastischen Dehnung statt. Es konnte eine Reduktion des *Bauschinger*-Koeffizienten β von 100% auf 40-70 % in Abhängigkeit vom Werkstoff ermittelt werden. Danach konnte eine weitere kontinuierliche Reduktion beobachtet werden, welche jedoch eine geringere Steigung aufwies.

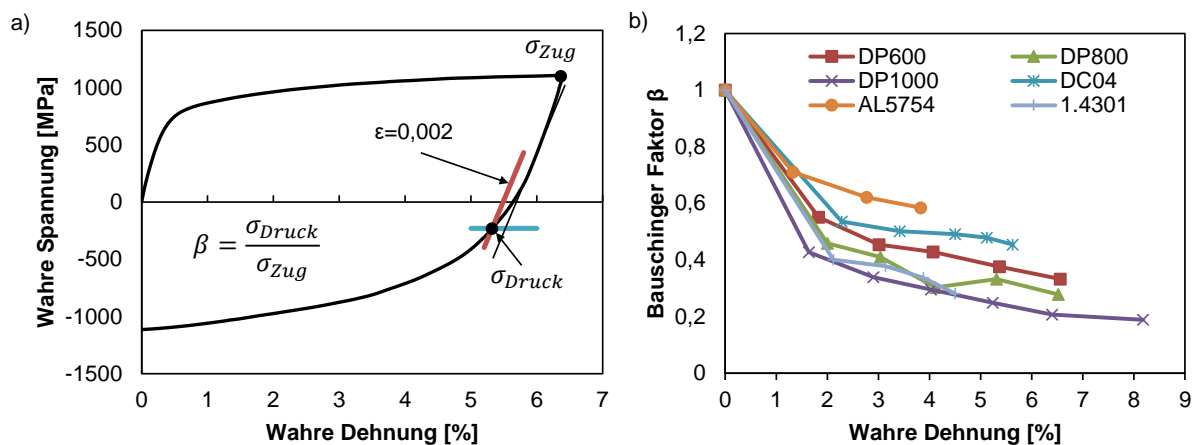


Bild 4-14: a) Vorgehensweise zur Ermittlung des *Bauschinger*-Koeffizienten; b) *Bauschinger*-Koeffizient für die Blechwerkstoffe DP600, DP800, DP1000, DC04, AA5754, 1.4301

Aus diesen Versuchen wird deutlich, dass die Zug-Druck-Wechselplastifizierung einen signifikanten Einfluss auf das Druckspannungsniveau nach der Umformung aufweist. Das bedeutet wiederum, dass unterschiedliche Spannungsgradienten über der Blechdicke in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung vorliegen. Diese unterschiedliche Spannungsverteilung wirkt sich maßgeblich auf die Prognose der Rückfederung von Bauteilen nach der Umformung aus, welche sich wiederum auf die Verbindungsfestigkeit von gemeinsam tiefgezogenen Bauteilen auswirkt. Je

genauer die Spannungsverteilung vorhergesagt werden kann, desto genauer kann die Rückfederung berechnet werden und somit auch die Verbindungsfestigkeit berechnet werden.

Für die Berechnung der Verfestigung wird in der Blechumformtechnik häufig das sogenannte *Yoshida-Uemori* (Y-U) -Verfestigungsmodell verwendet. Die Koeffizienten für das Modell werden im folgenden Kapitel bestimmt.

Ermittlung der Verfestigungskoeffizienten für das Yoshida-Uemori-Modell

In diesem Abschnitt wurde die Identifikation von Koeffizienten für das Verfestigungsmodell nach *Yoshida und Uemori* [Yos02a; Yos02b] durchgeführt. Das *Yoshida-Uemori*-Modell kann eine kombiniert isotrop-kinematische Verfestigung berücksichtigen, welche sowohl einen sanften Übergang (*engl. softening*) von der elastischen Gerade in den plastischen Bereich erlaubt, als auch eine Verfestigungsstagnation abbilden kann [Yin14]. Das *Yoshida-Uemori* Modell erfordert die Bestimmung von neun Koeffizienten (CB, Y, SC, K, RSAT, SB, H, C1, C2) in LS-Dyna, welche das Spannungs-Dehnungs-Diagramm im Zug- als auch im Druckbereich beschreiben (vgl. Anhang 8.1).

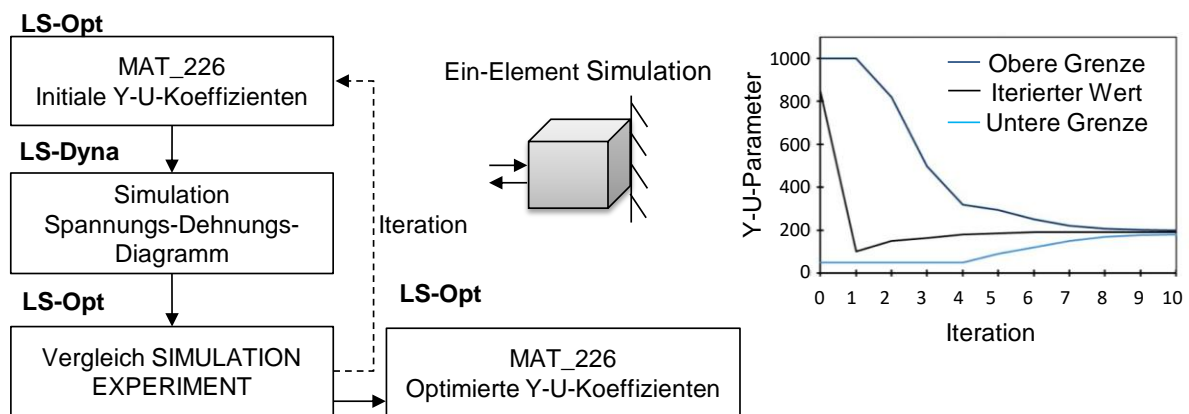


Bild 4-15: Vorgehensweise zur Ermittlung der neun Koeffizienten des *Yoshida-Uemori*-Modells

Zur Bestimmung der neun Koeffizienten wurde folgende Vorgehensweise gewählt (vgl. Bild 4-15): Die Koeffizienten für das *Yoshida-Uemori* Verfestigungsmodell wurden mithilfe der Optimierungssoftware *LS-Opt* in Verbindung mit dem Simulationsprogramm *LS-Dyna* ermittelt. Um die Rechenzeit zu reduzieren, wurde dazu eine Ein-Element-Simulation mit dem Werkstoffmodell MAT_226 verwendet. Das Volumenelement wird in der Simulation mit einer Zugbelastung mit anschließender Druckbelastung beaufschlagt. Das Ergebnis dieser Ein-Element-Simulation ist das Spannungs-Dehnungs-Diagramm.

Die Koeffizienten wurden solange numerisch variiert, bis eine maximal prognostizierte Güte (Residuum < 2 %) zwischen Experiment und den numerisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Verläufen erreicht wurde. Die optimierten Koeffizienten (in Abhängigkeit von der Dehnung bzw. von der zweifachen Lastumkehr) wurden schließlich für die Tiefziehsimulation verwendet, um zu überprüfen, bei welcher Dehnung die besten Ergebnisse in Bezug auf die Vorhersagegenauigkeit der Rückfederung zu erhalten sind.

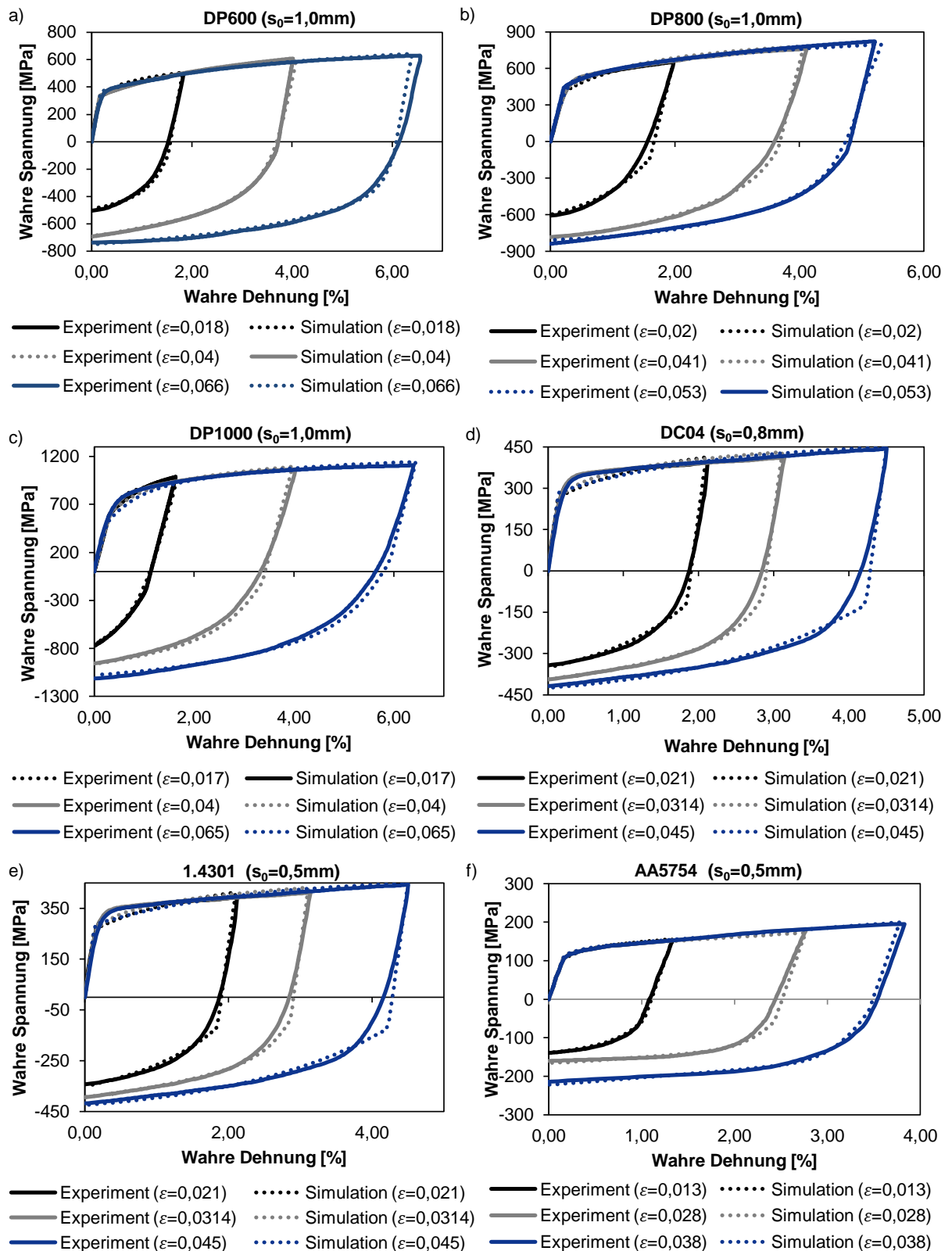


Bild 4-16: Ergebnisse der invers optimierten Zug-Druck-Versuche ($v=0,2\text{ mm/s}$) für die Werkstoffe; a) DP600; b) DP800; c) DP1000; d) DC04; e) 1.4301; f) AA5754

In Bild 4-16a-d wird ersichtlich, dass das *Yoshida-Uemori*-Verfestigungsmodell, welches im Materialmodell MAT_226 in *LS-Dyna* implementiert ist, eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagrammen zeigt. Mit der Werkzeugkonstruktivi-

on (vgl. Bild 4-12a/b) konnten plastische Druckdehnungen bis zu 6 % bei hochfesten Blechwerkstoffen in die Blechprobe eingebracht werden. Höhere Druckdehnungen führen zu einem Ausknicken der Probe. Zusätzlich wurde beobachtet, dass der Übergang von dem elastischen in den plastischen Druckbereich eine Abweichung für hochfeste Blechwerkstoffe zeigt. Die Abweichung begründet sich vermutlich aus einer Relativbewegung zwischen Werkzeug und Blechprobe (vgl. Bild 4-12). Insgesamt konnte jedoch gezeigt werden, dass das Werkzeug zur Aufnahme von Zug-Druck-Versuchen geeignet ist.

Neben den in Bild 4-16 dargestellten Einzelkurven wurden auch die Hysteresekurven mit zweifacher Lastumkehr in *LS-Opt* für die untersuchten Werkstoffe invers optimiert. Die mehrfache Lastumkehr enthält dabei zwei aufeinanderfolgende Zug-Druck-Zyklen mit steigender plastischer Dehnung. Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurven folgt dabei dem Verlauf der Einzelkurven, wobei die Spannung im Zugbereich des zweiten Zyklus die Spannung des ersten Zyklus leicht übersteigt (vgl. Bild 4-17a/b). Diese zusätzliche Verfestigung beeinflusst die Rückfederung des umgeformten Bauteils jedoch nur geringfügig (vgl. Validierung am Ende des Kapitels). Die für das *Yoshida-Uemori*-Verfestigungsmodell erforderlichen Koeffizienten sind im Anhang 8.6 dargestellt und werden im Folgenden bewertet.

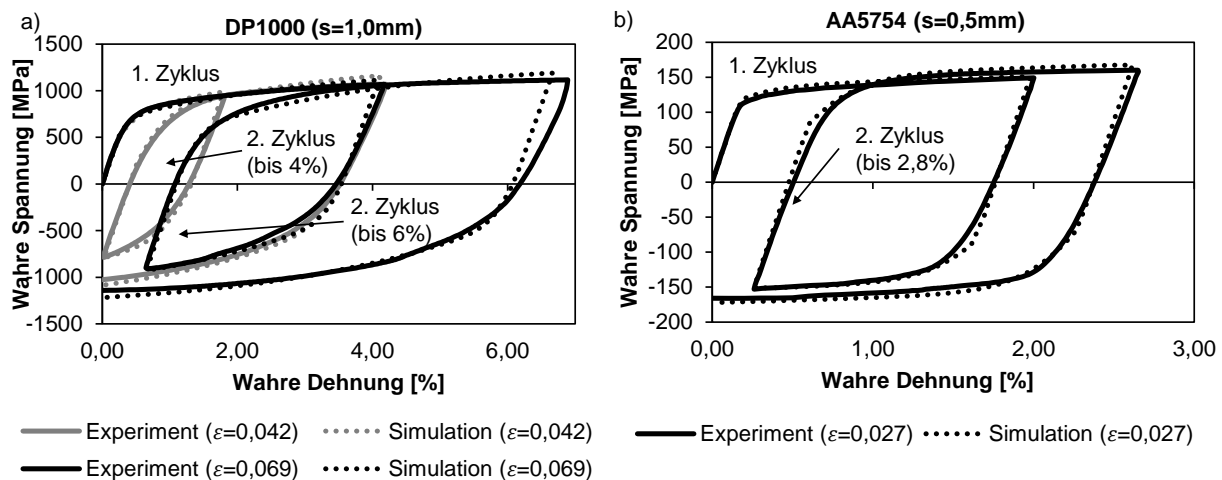


Bild 4-17: Spannungs-Dehnungs-Diagramm nach zweifacher Lastumkehr (Hysteresese) für die Werkstoffe; a) DP1000; b) AA5754

Die genannten Koeffizienten sind einer statistischen Streuung unterworfen und zeigen innerhalb einer Versuchsreihe nur geringe Abweichungen (nicht dargestellt). Bei einer Darstellung der Koeffizienten CB, Y, SC, K, RSAT, SB, H, C1 und C2 über mehrere Dehnungszustände (vgl. Anhang 8.7) wird jedoch ersichtlich, dass einige Koeffizienten in Abhängigkeit vom Dehnungsniveau signifikant streuen, welche durch die Veränderung der Spannungs-Dehnungs-Diagramme bei höheren Dehnungsniveaus zu erklären ist. Die Koeffizienten C und RSAT sind hier besonders betroffen, da diese beiden Koeffizienten den Übergangsbereich von der elastischen zur plastischen Dehnung charakterisieren. Die Koeffizienten SB und K beschreiben hingegen den Spannungsanstieg bei erhöhter plastischer Verformung. Die systematische Ermittlung und Bewertung dieser

einzelnen Koeffizienten in Bezug auf das Rückfederungsverhalten könnte Forschungsgegenstand weiterführender Arbeiten auf diesem Gebiet sein.

Die Simulationssoftware *AutoForm* greift auf eine ähnliche Fließortbeschreibung wie das von *Yoshida-Uemori* vorgeschlagene Modell zurück. Die frühe Wechsellastifizierung wird hier durch die Parameter χ , γ , κ , und ξ beschrieben [Kub08]. Die entsprechenden Parameter sind im Anhang 8.8 tabellarisch aufgeführt und sollen hier nicht weiter erläutert werden, da die Berechnungsmethode bzw. -formel derselben dem Autor nicht im Detail bekannt ist. Die Parameter konnten jedoch im Berechnungsprogramm *AutoForm* ohne Kenntnis der mathematischen Zusammenhänge berechnet werden.

Ermittlung der Koeffizienten für das Chaboche-Verfestigungsmodell

Die oben beschriebenen Koeffizienten für das *Yoshida-Uemori*-Modell wurden auch in der Simulationssoftware *LS-Dyna* zur numerischen Umformsimulation der Doppelplatte mithilfe von Schalenelementen verwendet. Gleiches gilt für den Berechnungscode *AutoForm*, welcher in dieser Arbeit zur Berechnung der Rückfederung der umgeformten Bauteile eingesetzt wurde. Die Simulationssoftware *Deform* wurde hingegen verwendet, um die numerische Umformsimulation der Doppelplatte mithilfe von Volumenelementen abzubilden. *Deform* unterstützt jedoch nur den vereinfachten kombinierten iso-kinematischen Ansatz nach *Chaboche* [Cha89], sodass diese Koeffizienten ebenfalls ermittelt wurden. Die Druckspannung σ berechnet sich mit folgender Gleichung:

$$\sigma = \frac{C}{\gamma} \cdot (1 - e^{-\gamma \cdot \varepsilon_{pl}}) \quad (\text{Gl. 4-7})$$

Die Koeffizienten C und γ stellen dabei werkstoff- und dehnungsbetragsabhängige Koeffizienten dar, welche näherungsweise in *MatLab* bestimmt wurden. Dazu wurden dieselben Zug-Druckversuche aus dem vorherigen Kapitel verwendet. Die Parametersätze wurden für einen Dehnungswert von $\varepsilon=0,03$ ermittelt, da die Koeffizienten von diesem Dehnungsbetrag die geringste Abweichung zum Experiment zeigen (vgl. nächster Abschnitt). Die Koeffizienten wurden aus den zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Kurven ermittelt. Die ermittelten Koeffizientensätze werden für die numerischen FEM-Untersuchungen in Kapitel 4.4 und 4.5 in der Simulationsumgebung *Deform* verwendet, um die Verbindungskraft numerisch zu berechnen. Tab. 4-3 stellt die Koeffizienten des *Chaboche*-Modells bei einer plastischen Dehnung von 3 % dar.

Tab. 4-3: Ermittelte werkstoff- /dehnungsbetragsabhängige Koeffizienten für das *Chaboche*-Modell

	Werkstoff					
	AA5754	DC04	1.4301	DP600	DP800	DP1000
Plastische Dehnung ε_{pl} [%]	2,8	3,4	3,1	3,0	3,0	2,9
C	513,2	628,8	657,2	821,6	992,7	966,0
γ	3,3	3,2	1,8	1,4	1,4	1,0

Fazit: Bewertung und Validierung der Parametersätze

Grundsätzlich stellt sich jedoch die Frage, welcher Koeffizientensatz (in Abhängigkeit eines Dehnungsbetrages) sinnvollerweise gelten soll, um das Rückfederungsverhalten eines Blechbauteils nach der Umformung möglichst genau abbilden zu können. Ein Koeffizientensatz besteht dabei aus den Parametern CB, Y, SC, K, RSAT, SB, H, C1 und C2 (vgl. *Yoshida-Uemori-Modell*) und gilt jeweils für einen definierten plastischen Dehnungsbetrag.

Die Rückfederung des Bauteils nach der Umformung (hier: Hutprofil, vgl. Bild 4-18) wurde anschließend als Bewertungsgröße herangezogen, um Simulationen, welche mit den oben ermittelten Koeffizientensätzen erzeugt wurden, mit den experimentellen Versuchen vergleichen zu können. Dazu wurde die orthogonale Maßabweichung der z-Koordinate von Simulation und Experiment an verschiedenen Messpunkten im Bauteil verglichen. Die Koeffizientensätze K_i stellen sich wie folgt dar:

- Koeffizientensatz K1: große Dehnung $\varepsilon=0,08$,
- Koeffizientensatz K2: kleine Dehnung $\varepsilon=0,03$,
- Koeffizientensatz K3: Kurvenschar $\bar{\varepsilon}$ ($\varepsilon=0,02$; $\varepsilon=0,06$; $\varepsilon=0,08$)
- Koeffizientensatz K4: Hysteresekurve ($\varepsilon=0,02$ und $\varepsilon=0,04$)
- Koeffizientensatz K5: ohne Koeffizienten (isotrop)

Grundsätzlich zeigt sich, dass die Ermittlung der Kennwerte für die kinematische Verfestigung einen signifikanten Einfluss auf die Prognosegüte der Bauteilmaßhaltigkeit nach der Umformung aufweist. Konkret bedeutet dies, dass ein Parametersatz K_i mit einer beliebigen Dehnung ε eine wesentlich präzisere Vorhersage der Rückfederung als ein isotroper Parametersatz berechnet. Bei

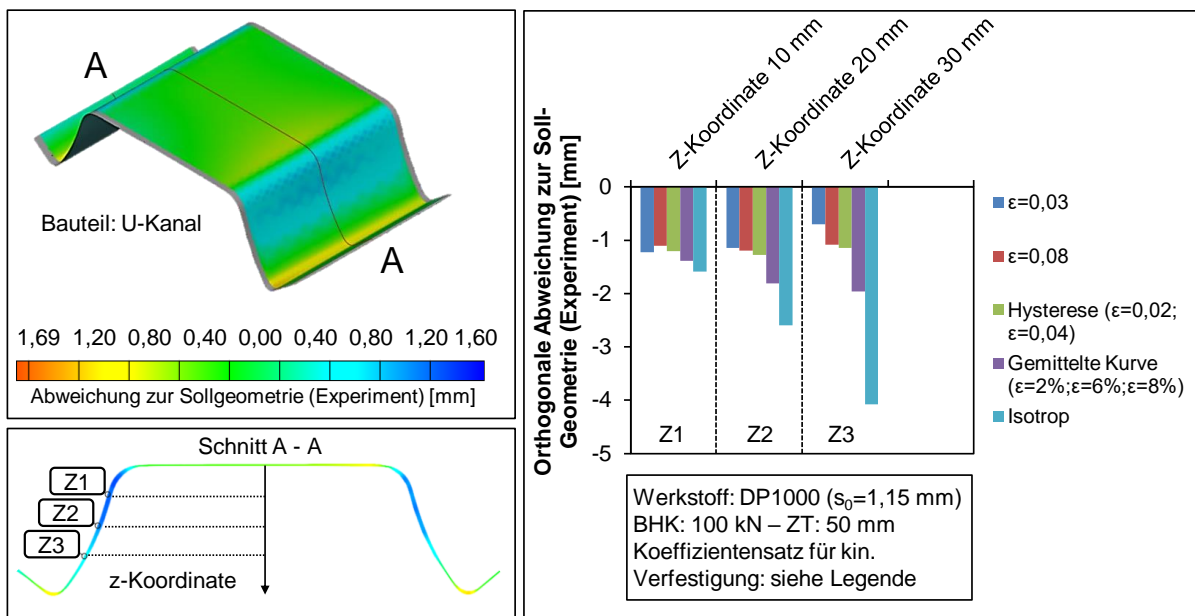


Bild 4-18: Validierung von verschiedenen Koeffizientensätzen K_i (K1: Einzelkurve $\varepsilon=0,08$ – K2: Einzelkurve $\varepsilon=0,03$ – K3: Kurvenschar $\varepsilon=0,02/0,06/0,08$ – K4: Hysteresekurve $\varepsilon=0,02$ – K5: Isotrop)

einer Gesamtdehnung von $\varepsilon=0,08$ (K1) und $\varepsilon=0,03$ (K2) konnten die besten Ergebnisse in Bezug auf die Bauteilmaßhaltigkeit nach der Rückfederung bei dem hier untersuchten Bauteil erzielt werden. Hysteresekurven, also Kurven mit zweifacher Lastumkehr (K4), und gemittelte Kurven (Mittelwert aus drei Koeffizienten unterschiedlicher Dehnungsbeträge; (K3)) zeigten keine Verbesserung in Bezug auf die Maßhaltigkeitsberechnung der Rückfederung nach der Umformung. Ähnliche Ergebnisse konnten auch in [Yin14] festgestellt werden, welcher die kinematische Verfestigung von höherfesten Blechwerkstoffen in seiner Dissertation mit Torsionsversuchen charakterisiert.

Fazit: Dieses Kapitel beantwortet die Frage, welcher Parametersatz in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung zur Berechnung der Rückfederung in der Umformsimulation verwendet werden kann. Isotrope Kennwerte zeigen hierbei – wie erwartet – die relativ schlechtesten Ergebnisse in Bezug auf die Genauigkeit der Rückfederungsberechnung nach der Umformung. Dehnungsbeträge zwischen $\varepsilon=0,03$ und $\varepsilon=0,08$ (Koeffizientensatz K1/K2) zeigen die besten Ergebnisse in Bezug auf die Rückfederungsberechnung der umgeformten Bauteile. Ein Parametersatz, welcher aus einem Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit zweifacher Lastumkehr ermittelt wurde, zeigte keine Verbesserung in Hinblick auf die Genauigkeit der Rückfederungsberechnung. Eine Methodik zur Auswahl des am besten geeigneten Parametersatzes konnte jedoch bisher nicht erkannt werden und bedarf weiterer Forschung. In dieser Arbeit wurden der Parametersatz K2 ($\varepsilon=0,03$) für die numerischen Simulationen in Kap. 4 und 5 verwendet, da mit diesem Parametersatz die relativ besten Ergebnisse der rückgefederten Bauteile in Bezug auf die Maßhaltigkeit erzielt wurden.

4.2 Ermittlung der Rückfederungskraft umgeformter Bauteile in Grundversuchen

Das Rückfederungsverhalten wird in der Literatur oftmals unter geometrischen Aspekten (z.B. Maßhaltigkeit der Bauteile) bzw. unter spannungs- und dehnungsbasierten Aspekten untersucht (vgl. Kap. 2.1.3). Die Ermittlung der Rückfederungskraft von umgeformten Bauteilen stellt jedoch eine wichtige Größe für das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens* (vgl. Kap. 4.3) dar, da die Rückfederungskraft die maßgebliche Größe für die flächige Verpressung nach der Umformung darstellt. Die Rückfederungskraft des umgeformten Bauteils ist von einer Vielzahl von Parametern wie beispielsweise der Blechdicke, der Festigkeit des Werkstoffs, dem E-Modul, der Walzrichtung, aber auch der Bauteilgeometrie abhängig. Im Folgenden soll die Rückfederungskraft von Blechstreifen nach der Umformung

- analytisch,
- numerisch und
- experimentell

anhand der beiden Umformverfahren Abkantbiegen und Tiefziehen berechnet werden. Die Rückfederungskraft wird in dieser Arbeit als punktuelle Kraft F in der Bauteilzarge in Abhängigkeit von der y -Koordinate nach der Umformung definiert (vgl. Bild 4-20b). Das Abkantbiegen wird in

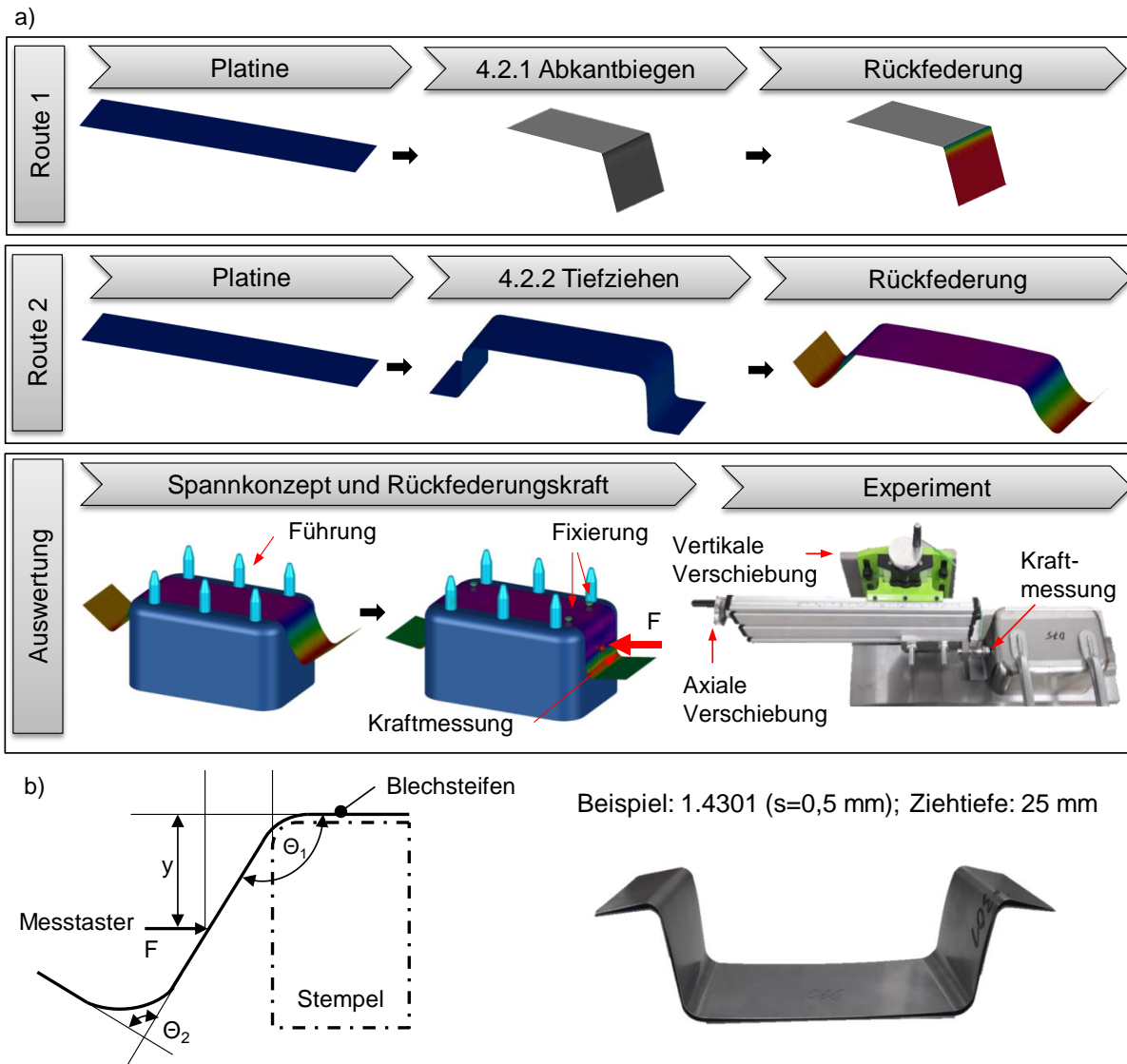


Bild 4-19: a) Numerische und experimentelle Ermittlung der Rückfederungskraft beim Abkantbiegen (vgl. Kap. 4.2.1) und Tiefziehen eines Hutprofils (U-Kanal, vgl. Kap. 4.2.2);
b) Geometrische Größen des rückgefederten Bauteils

diesem Kapitel als theoretischer Vergleichsprozess zum Tiefziehen behandelt und soll zeigen, inwiefern die Rückfederungskraft eine Abhängigkeit von dem Umformprozess zeigt.

Nach der Umformung wird das umgeformte Bauteil in die Vorrichtung (vgl. Bild 4-20b) eingespannt und die Linearführung des Kreuztisches solange in x-Richtung bewegt, bis das Bauteil Kontakt zur Matrize aufweist. Auf diese Weise konnte die Rückfederungskraft experimentell mithilfe der Kraftmessdose ermittelt werden (vgl. Bild 4-20a). Die gemessene Rückfederungskraft wird folgend in Abhängigkeit von verschiedenen Werkstoff-, Prozess- und Verfahrensparametern untersucht, um das Potential des flächigen Fügens bewerten zu können.

Die numerische Untersuchung zur Berechnung der Rückfederungskraft beim wird in diesem Kapitel in der Software *AutoForm* durchgeführt. Die für die Parametrisierung der Rückfederungssimulation zur Ermittlung der Rückfederungskraft benötigten Parameter und mechanischen Kennwerte sind in Anhang 8.8 und 8.9 tabellarisch dargestellt.

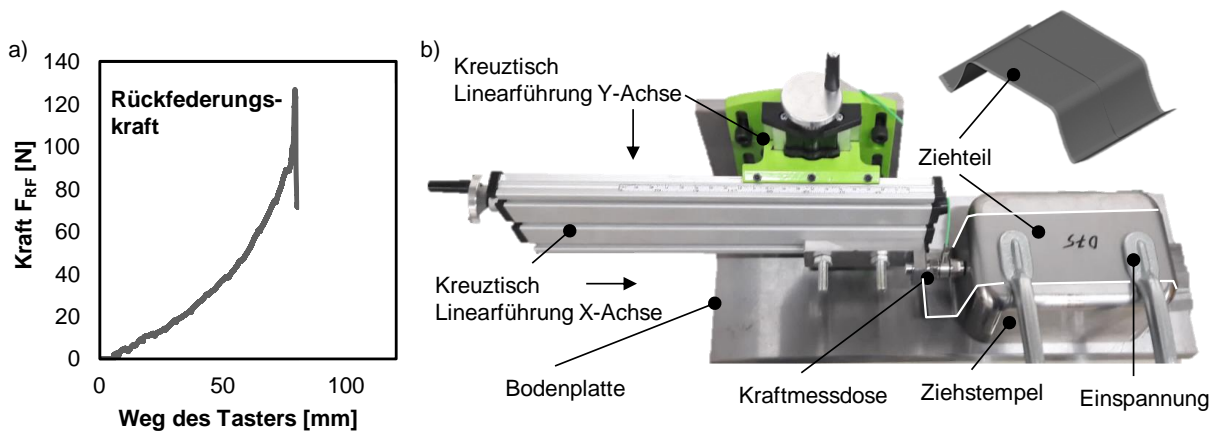


Bild 4-20: a) Ermittlung der Rückfederungskraft; b) Prüfstand zur Ermittlung der Rückfederungskraft in der Zarge des umgeformten Bauteils

4.2.1 Bestimmung der Rückfederungskraft nach dem Abkantbiegen

Die Rückfederungskraft beim Entlasten nach dem Abkantbiegen soll im folgenden Abschnitt analytisch hergeleitet werden. Anschließend wird der Abkantbiegeversuch im Berechnungscode *AutoForm* simuliert und abschließend mit experimentellen Versuchen validiert. Bild 4-21a/b zeigt den schematischen Aufbau des Abkantversuchs zur Bestimmung der Rückfederungskraft nach dem Abkantbiegen. Die Kraft wird mit einer in Bild 4-20b dargestellten Versuchseinrichtung gemessen und mit der berechneten Kraft aus der Simulation verglichen. Die Kraft wird dabei über eine Kraftmessdose punktuell in der Bauteilzarge gemessen (vgl. vorheriger Abschnitt). Das umgeformte Bauteil wird dabei in der Simulation an vier Punkten in allen Raumrichtungen fixiert, um eine ähnliche Einspannung wie im Experiment zu erzielen. Bild 4-21a zeigt die geometrischen Größen beim Abkantversuch, welche im Folgenden beschrieben werden. In Bild 4-21b ist das rückgefederte Bauteil, welches durch den Rückfederungswinkel α_{RF} beschrieben ist, dargestellt.

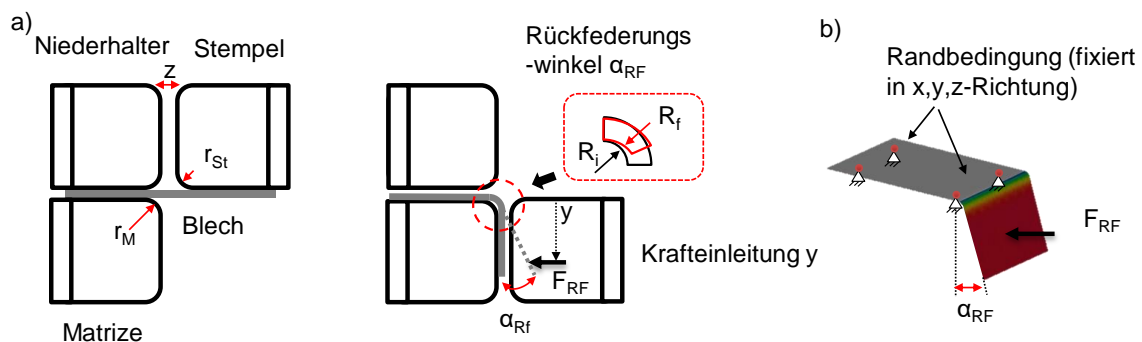


Bild 4-21: Analytische, numerische und experimentelle Ermittlung der Rückfederungskraft beim Abkantbiegen; a) Geometrische Größen vor und nach dem Abkantbiegen mit geradliniger Werkzeugbewegung ($r_M = r_{St} = 10$ mm; $z = 1,5$ mm); b) Randbedingungen in der Simulation zur Ermittlung der Rückfederungskraft

Zur Berechnung des Rückfederungswinkels nach dem Abkantbiegen mit geradliniger Werkzeugbewegung werden die Grundgleichungen von *Johnson* und *Mellor* verwendet, welche in Glei-

chung 4-8 und 4-9 nachfolgend dargestellt sind [Joh73] und später mit der elastisch, linearen Balkentheorie modifiziert.

$$\frac{R_i}{R_f} = 4 \cdot \left(\frac{R_{p0,2} \cdot R_i}{E \cdot s_0} \right)^3 - 3 \cdot \left(\frac{R_{p0,2} \cdot R_i}{E \cdot s_0} \right) + 1 \quad (\text{Gl. 4-8})$$

Unter der Annahme, dass die neutrale Faser vor und nach dem Biegen geometrisch in der Mitte des Biegebalkens bleibt, gilt folgende Gleichung 4-9 nach *Johnson* und *Mellor*:

$$R_i \cdot \alpha_i = R_f \cdot \alpha_{Rf} \quad (\text{Gl. 4-9})$$

R_i stellt hierbei den initialen Ausgangsradius, R_f den rückgefederten Radius, α_i der initiale Winkel, α_{Rf} der rückgefederte Winkel, $R_{p0,2}$ die Streckgrenze des Blechwerkstoffs, s_0 die Blechdicke und E den Elastizitätsmodul dar.

Die Gleichung wird mithilfe der elastischen Biegetheorie unter einer Punktlast erweitert [Man08]. Dabei kann die Verschiebung δ über die Trigonometrie des Winkels α_{RF} ausgedrückt werden. Der Parameter y definiert dabei den Abstand zum Blechstreifen (vgl. Bild 4-21a):

$$F_{RF} = \frac{\delta \cdot y^3}{3 \cdot E \cdot I} \quad (\text{Gl. 4-10})$$

Die analytisch berechneten Kräfte, die numerisch berechneten Kräfte (jeweils mit und ohne kinematische Verfestigung gerechnet) und die experimentell ermittelten Kräfte sind jeweils in verschiedenen Blechdicken in Bild 4-22a/b dargestellt. Der Gefügestand wurde bei dieser Untersuchung nicht betrachtet, kann sich aber bei Änderung der Blechdicke auf das Messergebnis der Rückfederungskraft auswirken.

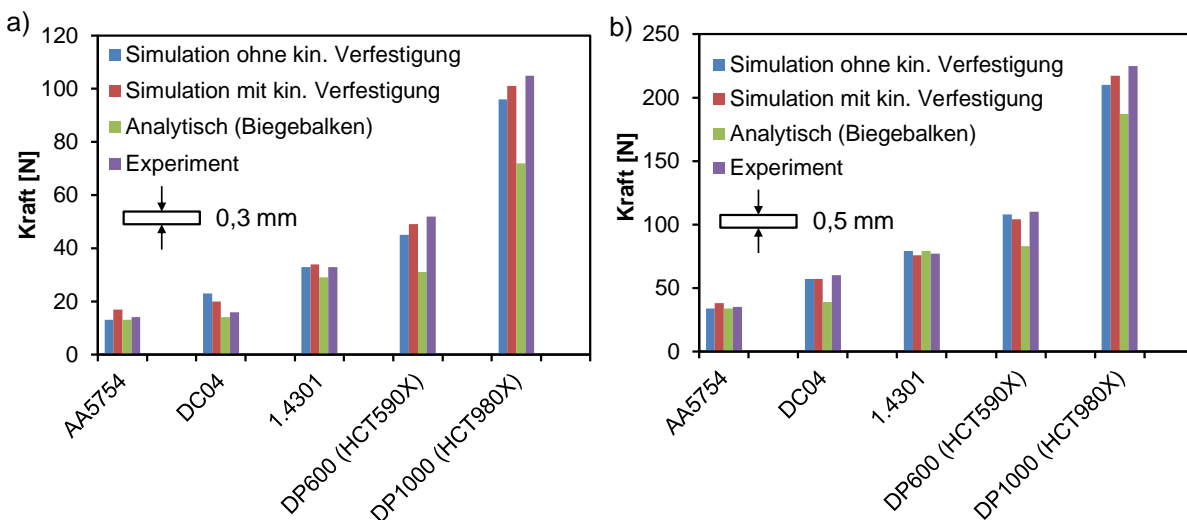


Bild 4-22: Ermittelte Rückfederungskräfte nach dem Abkantbiegen eines Blechstreifens (260mmx60mm) für verschiedene Blechwerkstoffe ($y=17,5$ mm); a) Blechdicke: 0,3 mm; b) Blechdicke: 0,5 mm

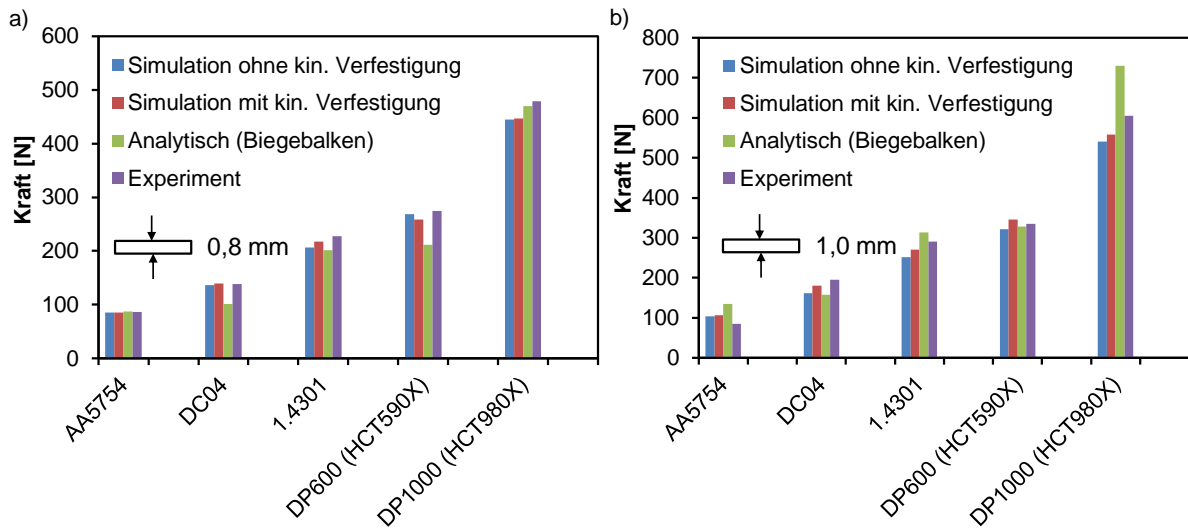


Bild 4-23: Ermittelte Rückfederungskräfte nach dem Abkantbiegen eines Blechstreifens (260mmx60mm) für verschiedene Blechwerkstoffe ($\sigma_y=17,5$ mm); a) Blechdicke: 0,8 mm; b) Blechdicke: 1,0 mm

Die Rückfederungskraft kann insbesondere für Blechdicken größer als 0,5 mm ausreichend genau analytisch abgeschätzt werden (vgl. Bild 4-23a). Kleine Blechdicken zeigen aufgrund numerischer Instabilität als auch teilweise aufgrund der starken Streuung der Messergebnisse bei geringen Kräften im Experiment relativ größere Abweichungen. Es fällt auf, dass die analytische Lösung bei dem hochfesten Blechwerkstoff DP1000 für Blechdicken größer als 0,8 mm eine relativ große Abweichung zu den experimentell ermittelten Werten aufweist (vgl. Bild 4-23b). Diese Abweichung zeigt sich negativ bei kleinen Blechdicken ($s_0=0,3$ mm) und positiv bei größeren Blechdicken ($s_0=1,0$ mm). Die analytischen Gleichungen können daher lediglich zur qualitativen Ab-schätzung der Rückfederungskraft beim Abkanten eingesetzt werden, wenn keine numerische Berechnung erfolgen kann.

Ähnliche Beobachtungen, z.B. die Instabilität der numerischen Berechnung bei kleinen Blechdicken, konnten ebenfalls mit anderen Simulationsprogrammen (z.B. *Deform*) festgestellt werden. Aluminiumlegierungen, Stähle mit geringer Zugfestigkeit und rostfreie Stahllegierungen zeigen eine geringere Streuung als hochfeste Blechwerkstoffe und lassen somit eine präzise analytische als auch numerische Ermittlung der Rückfederungskraft zu. Höherfeste Werkstoffe zeigen eine signifikante Abhängigkeit von der Wechsellastplastifizierung, welche durch die in Kap. 4.1.3 abgeleiteten Materialkennwerte sehr gut numerisch bestimmt werden können. Die elastisch-analytischen Gleichungen der Balkentheorie (vgl. Gl. 4-10) enthalten jedoch keine Terme, um die plastische Verformung abzubilden, sodass hier größere Abweichungen zum Experiment entstehen.

Zusammengefasst kann festgehalten werden, dass die Berechnung der Rückfederungskraft nach dem Abkantbiegen ausreichend genau numerisch berechnet werden kann, jedoch nur in Ausnahmefällen zur Abschätzung der Rückfederungskraft analytisch berechnet werden sollte, da es zu Abweichungen bei der Berechnung der Rückfederungskraft kommt.

4.2.2 Bestimmung der Rückfederungskraft nach dem Tiefziehen

Im folgenden Kapitel wird die Rückfederungskraft nach dem Tiefziehen numerisch und experimentell ermittelt, um eine Vergleichbarkeit zur Rückfederungskraft nach dem Abkantbiegen zu erhalten. Ziel ist es somit, zu zeigen, ob die Rückfederungskraft nach dem Tiefziehen tendenziell vom Umformprozess oder von Werkstoffparametern abhängig ist. Der analytische Ansatz wurde hier nicht verfolgt, da aufgrund der höheren Kaltverfestigung, welche nicht durch Modellterme berücksichtigt wird, unzureichende Ergebnisse zu erwarten sind. Bild 4-19a zeigt den Prozessablauf in Form der Belastung des Streifens, die Rückfederung der Blechbauteile nach der Umformung und das Spannkonzentrat der Bauteile in der Simulation. Zusätzlich ist der experimentelle Aufbau zur Validierung der Simulationen dargestellt.

Um eine Vergleichbarkeit in Bezug auf die Rückfederungskraft zwischen den Blechwerkstoffen zu gewährleisten, wurden für alle Simulationen zur Berechnung der Rückfederungskraft eine Blechhalterkraft von 30 kN gewählt. Bild 4-24a zeigt, dass die Rückfederungskraft mit zunehmender Blechhalterkraft ein Optimum aufweist. Dieses Optimum entsteht aus dem gegenläufigen Verhalten von der Rückfederung (d.h. Maßabweichung) und der Kaltverfestigung. Kleine Blechhalterkräfte führen zu einer hohen Rückfederung, welche in einer ausgeprägten Rückfederungskraft resultieren. Große Blechhalterkräfte hingegen bewirken eine hohe Kaltverfestigung und damit eine relativ niedrigere Rückfederung.

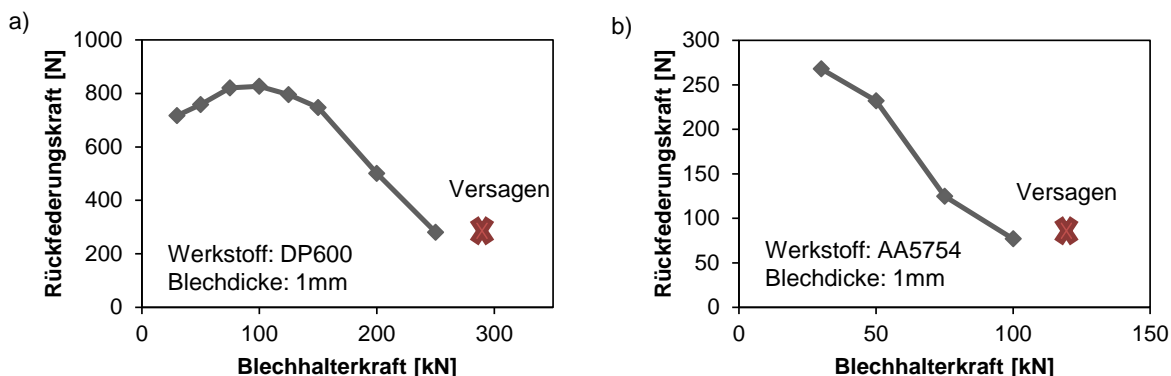


Bild 4-24: Darstellung des Zusammenhangs zwischen der Rückfederungskraft und der Blechhalterkraft (siehe Bild 4-19); a) Werkstoff DP600; b) Werkstoff AA5754

Bild 4-25a/b zeigt die numerisch und experimentell ermittelte Rückfederungskraft nach dem Tiefziehprozess im Vergleich. Es fällt auf, dass die Simulationen, welche mit kinematischer Verfestigung berechnet wurden, das Experiment um bis zu 5 % besser beschreiben als Simulationen, welche die kinematische Verfestigung nicht berücksichtigen. Interessant ist dabei, dass die Unterschiede in Bezug auf die Rückfederungskraft zwischen den Simulationen mit und ohne kinematischer Verfestigung maximal 10% betragen und somit relativ präzise vorausgesagt werden können.

Bild 4-26 zeigt einen Vergleich der Rückfederungskraft von abgekanteten und tiefgezogenen Bauteilen mit gleicher Ziehtiefe von 40 mm. Die Kraft wurde hierbei mit einem Abstand von $y=27,5$ mm vom Boden des Bauteils gemessen. Die Rückfederungskräfte von Hutprofilen aus höchstfes-

ten Blechwerkstoffen steigen zwischen 270 und 280 % durch die zusätzliche Kaltverfestigung in der Zarge an. Bei weicheren Stählen liegt diese Erhöhung nur bei 155 %.

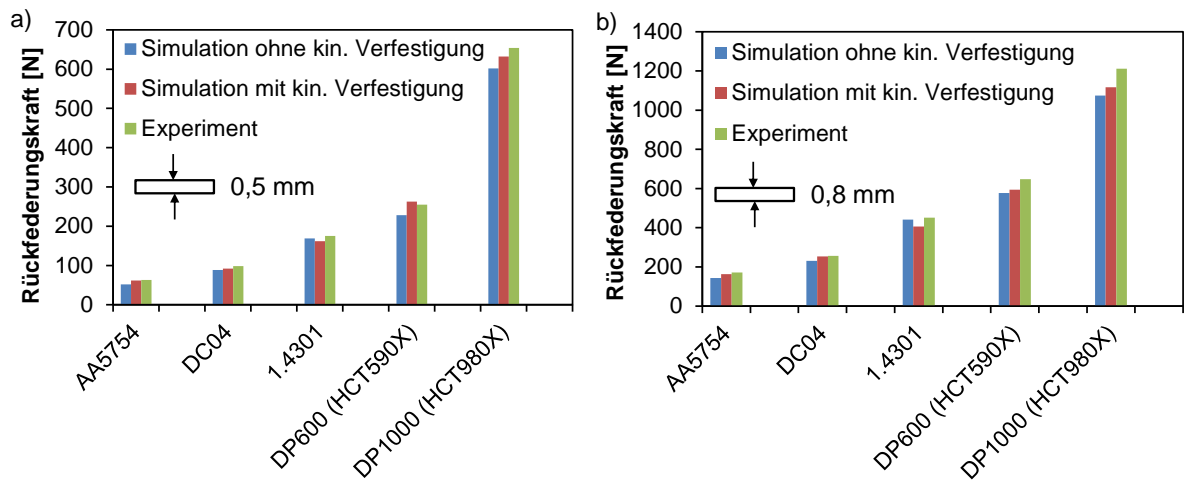


Bild 4-25: Ermittelte Rückfederungskräfte nach dem Tiefziehen (Ziehtiefe: 40 mm, BHK=30 kN, $y=27,5$ mm) für verschiedene Blechwerkstoffe; a) Blechdicke: 0,5 mm; b) Blechdicke: 0,8 mm (vgl. weitere Diagramme in Anhang 8.10)

Damit wird deutlich, dass sowohl der Umformprozess, als auch die Werkstoffwahl einen signifikanten Einfluss auf die Rückfederungskraft der hier untersuchten Blechwerkstoffe aufweisen. Der Unterschied zwischen der Rückfederungskraft beim Abkantbiegen und Tiefziehen wird primär durch die höhere Kaltverfestigung beim Tiefziehen erklärt. Ein direkter Zusammenhang ist aus den Untersuchungen jedoch nicht ersichtlich.

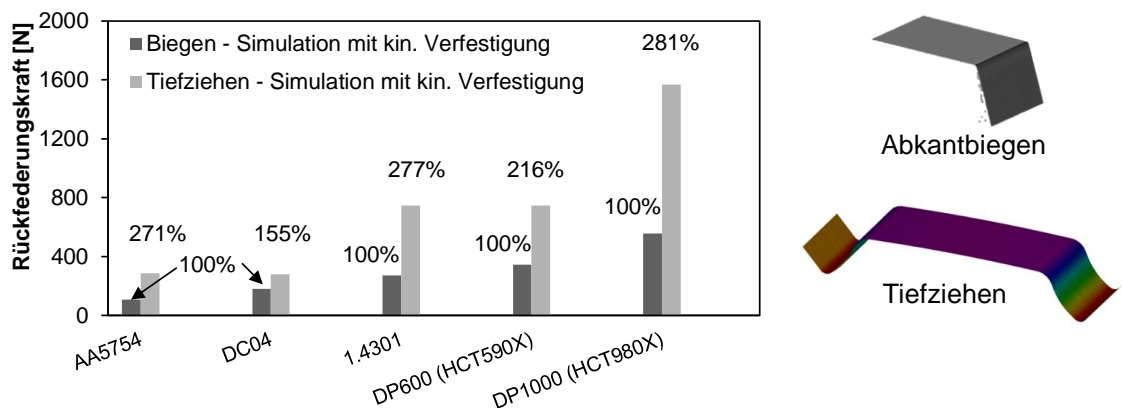


Bild 4-26: Vergleich der Rückfederungskraft beim Biegen und Tiefziehen ($s_0=1,0$ mm, BHK=30 kN, Ziehtiefe=40 mm, $y=17,5$ mm)

4.2.3 Korrelation zwischen Rückfederungsbetrag und Rückfederungskraft

Abschließend wurde untersucht, inwiefern die Rückfederung (Maßabweichung) mit der gemessenen Rückfederungskraft korreliert. Die Bauteile wurden in Abhängigkeit von den Winkeln θ_1 und θ_2 vermessen (vgl. Bild 4-19b). Die Rückfederungskraft wurde an der Stelle $y=17,5$ mm ermittelt. Der Winkeländerung von θ_2 ist dabei stets größer als die Winkeländerung θ_1 . Die Winkeländerung

der umgeformten Streifen scheint jedoch keine geeignete Hilfsgröße zu sein, um auf die Verbindungskraft zu charakterisieren.

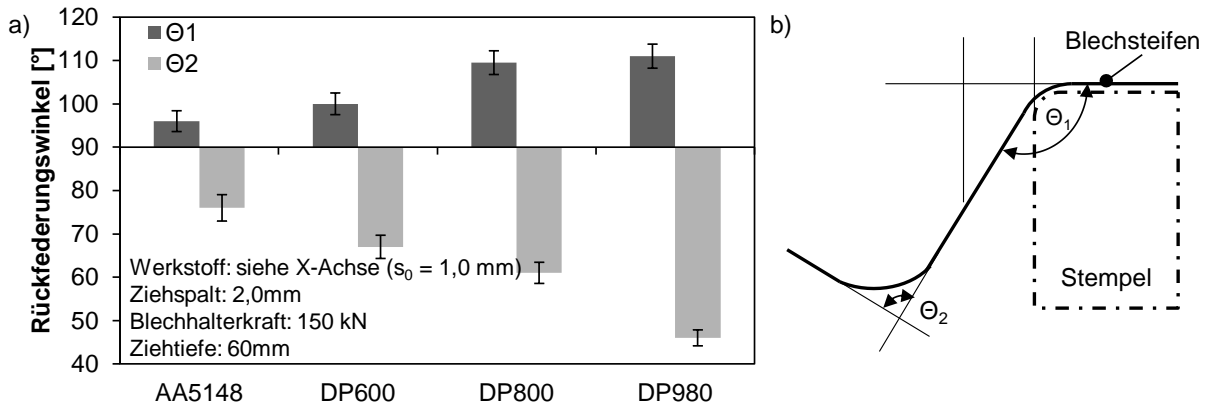


Bild 4-27: a) Experimentell ermittelter Rückfederungswinkel der Blechstreifen aus den untersuchten Blechwerkstoffen; b) Darstellung der Geometrische Größen

Bild 4-28a/b zeigt, dass die Rückfederungskraft mit zunehmendem Rückfederungswinkel ansteigt (vgl. Bild 4-28a), jedoch kein linearer Zusammenhang zwischen den beiden Größen erkennbar ist. Kleine Änderungen in der Ziehtiefe können beispielsweise zu überproportionalen Anstiegen der Rückfederungskraft nach dem Tiefziehen führen.

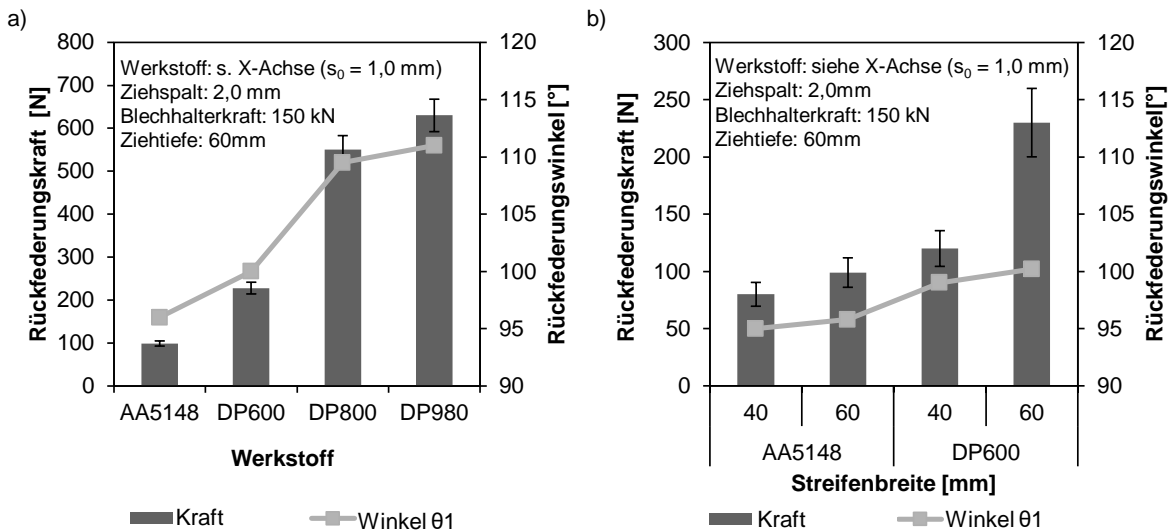


Bild 4-28: a) Ermittelte Korrelation zwischen Werkstoff, Rückfederungswinkel und Rückfederungskraft; b) Ermittelte Korrelation zwischen Streifenbreite, Rückfederungswinkel und Rückfederungskraft

Weitere Einflussfaktoren auf die Rückfederungskraft der hier untersuchten Blechwerkstoffe sind in Bild 4-29 dargestellt. Ein kleinerer Ziehspalt führt dabei zu einer relativ höheren Rückfederungskraft. Die Platinen wurden jeweils mit einem Hilfsblech (DC04, $s_0=0,8 \text{ mm}$) tiefgezogen, um den Ziehspalt zu reduzieren. Eine Erhöhung der Blechhalterkraft führte hingegen zu einer Reduktion der Rückfederungskraft.

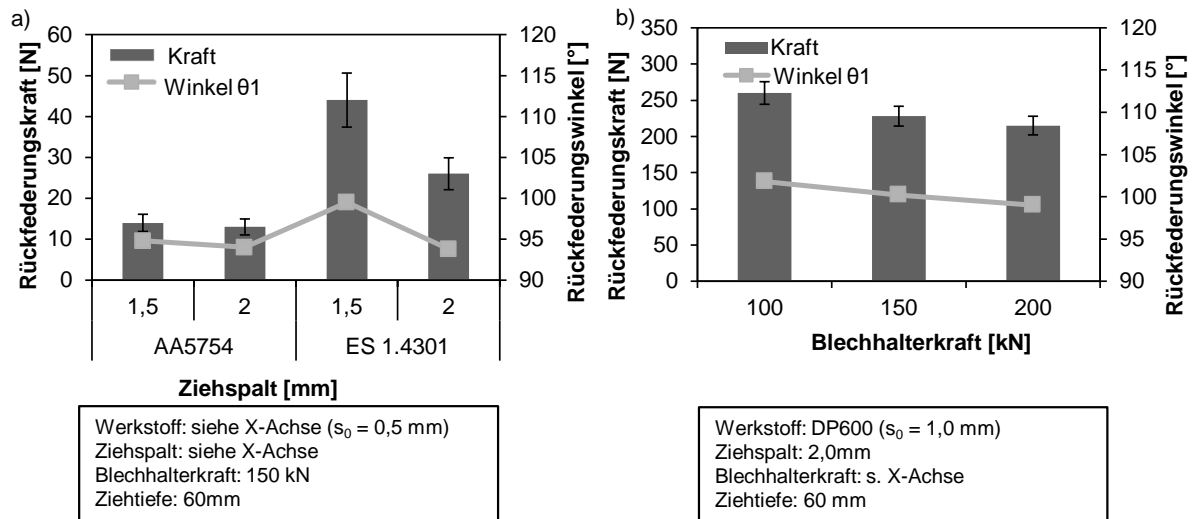


Bild 4-29: a) Korrelation zwischen Ziehspalt, Rückfederungswinkel und Rückfederungskraft;
 b) Korrelation zwischen Blechhalterkraft, Rückfederungswinkel und Rückfederungskraft

Fazit:

Die durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass die analytische Ermittlung der Rückfederungskraft in der hier dargestellten Form beim Abkantbiegen erfolgreich mit ausreichender Genauigkeit erfolgen kann. Grund dafür ist die lokale Beanspruchung des Werkstoffs im Biegeradius und die geringe Verfestigung, welche damit einhergeht. Die Differenz zwischen der analytischen Lösung und der numerischen/experimentellen Lösung entspricht vermutlich dem Anteil der Kaltverfestigung. Beim Tiefziehen hingegen herrschen komplexere Spannungsverhältnisse in der Zarge vor, sodass die analytischen Gleichungen nicht mehr angewendet werden konnten. Die numerischen Ergebnisse zeigen jedoch ausreichende Genauigkeit im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen. Hierbei liegen die experimentellen Messwerte oftmals zwischen den berechneten Rückfederungskraften, welche mit den Parametern des kinematischen Verfestigungsmodells berechnet wurden und jenen Werten, welche mit isotroper Verfestigung berechnet wurden. Es konnte zudem gezeigt werden, dass die Parameter für die kinematische Verfestigung nur geringe Auswirkungen auf die Rückfederungskraft zeigten. Prozesstechnische und werkstoffliche Einflussfaktoren spielen hier eine weitaus größere Rolle.

Die Rückfederungskraft von Blechen nach der Umformung zeigt somit ein ausgeprägtes Potential, dieses gewinnbringend zum Fügen von zwei unterschiedlichen Blechen zu nutzen. Dieser Effekt soll in den folgenden Kapiteln charakterisiert werden.

4.3 Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Verbindungskraft nach dem Gemeinsamtiefziehen

Eine einfache Möglichkeit, um napfartige Blechbauteile ineinander zu fügen, bietet das mechanische Fügeverfahren *Fügen durch Gemeinsamtiefziehen*. Hierbei werden zwei Platinen durch den Umformvorgang ohne Verwendung eines zusätzlichen Verbindungselements sowie ohne thermi-

sche oder chemische Beeinflussung miteinander gefügt. Der Aufbau der zu fügenden Platinen muss dabei so gewählt werden, dass die innenliegende Platine eine betragsmäßig größere Rückfederung als die außenliegende Platine aufweist. Die beiden Platinen werden nach dem Zusammenlegen gemeinsam durch einen Tief- bzw. Streckziehvorgang gefügt. Die Verbindungsfestigkeit zwischen den beiden Näpfen stellt sich dabei durch die anliegenden Flächen zwischen den beiden Näpfen nach der Umformung ein.

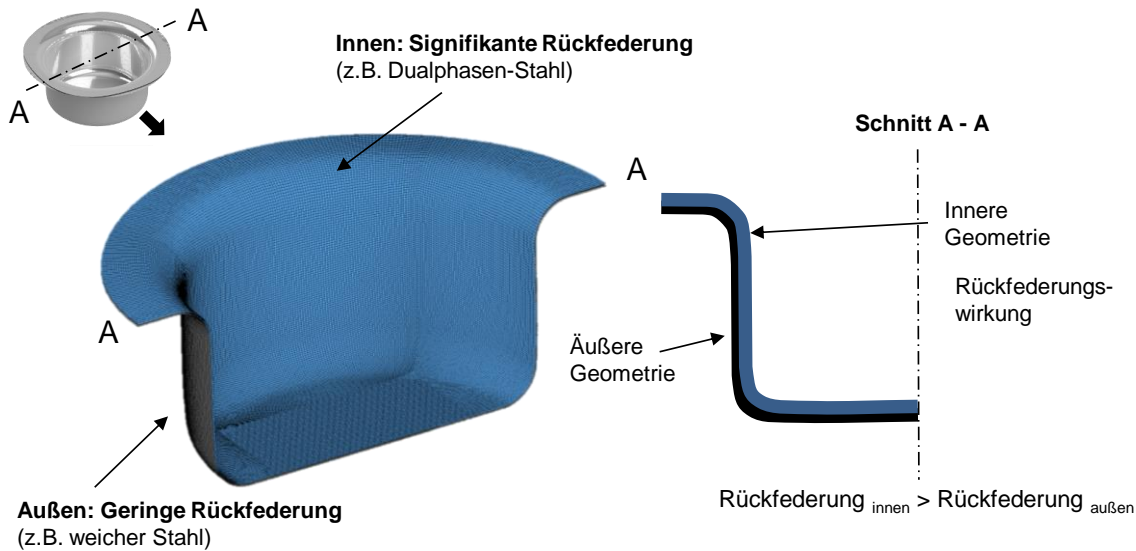


Bild 4-30: Prinzipbild des flächigen Fügens durch Gemeinsamtiefziehen

Die sich einstellende Verbindungskraft wird primär über die hier fast senkrechten Zargenflächen (vgl. Bild 4-30) übertragen. Die Verbindungsfestigkeit der beiden Näpfe, welche sich nach Prozessende durch die freie Rückfederung der Bauteile einstellt, ist dabei primär von der Geometrie des Ziehtteils, von den Halbzeugparametern und den Prozessparametern des Ziehvorgangs abhängig.

4.3.1 Einordnung und Randbedingungen des Gemeinsamtiefziehens als kraftschlüssiges Fügeverfahren

Das *Gemeinsamtiefziehen* kann in der DIN-Norm 8593 in die Verfahren des Fügens durch Umformen eingeordnet werden. In der Gruppe 5.2 „Fügen durch Umformen von Blechen, Rohren und Profilen“ grenzt sich das neue Verfahren von dem Gemeinsamfließpressen primär durch den Spannungszustand ab. Beim Gemeinsamfließpressen (Gruppe 5.2.2) werden primär Druckspannungen im Bauteil erzeugt, beim *Gemeinsamtiefziehen* tritt hingegen eine Kombination aus Zug- und Druckbeanspruchung im Ziehteilflansch auf (vgl. Kap. 2.1.2). Das Verfahren ist definiert als Fügen durch gemeinsames Tiefziehen zweier aufeinandergelegter Platinen durch einen Formgebungsspalt. Beim *Gemeinsamtiefziehen* entstehen Werkstoffverbunde mit mechanischem Kraftschluss (bzw. Reibschluss). Bei hohen Blechhalterkräften und gezielter Materialkombination (z.B. Aluminium und Stahl) kann es auch zu Kaltverschweißungen im Flanshbereich kommen. Die Umformung solcher kraftschlüssiger Mehrschichtverbunde ist mit einem einfachwirkenden Tief-

ziehwerkzeug realisierbar. Folgende Randbedingungen wurden gewählt und folgende Annahmen getroffen:

- Randbedingung 1: Die Rückfederung des inneren Napfs muss betragsmäßig stets größer als die des äußeren Napfs sein.
- Randbedingung 2: Es wird von einer annähernd vertikalen Zarge ausgegangen. Konische Bauteile übertragen keine ausreichenden Kräfte.
- Randbedingung 3: Die Struktursteifigkeit c des Bauteils, welche durch das Last-Verschiebungsverhalten berechnet wird, darf nicht beliebig klein sein. Damit sind offene Profile nicht für das *Gemeinsamtiefziehen* geeignet ($c_{\text{Geschlossen}} \gg c_{\text{Offen}}$) (vgl. Kap. 4.4.5)

4.3.2 Geometrische Verhältnisse beim Gemeinsamtiefziehen

In Kapitel 4.3.1 wurde das Prinzip des *Gemeinsamtiefziehens* bereits erläutert, sodass hier die geometrischen Verhältnisse und Besonderheiten des Verfahrens erläutert werden. Die Verbindungsfestigkeit des Verbundes zeichnet sich durch die kraftübertragenden Bereiche innerhalb des Bauteils aus. Im Folgenden wurde analysiert, welche Bereiche beider tiefgezogenen Nöpfe nach dem Rückfedern in Kontakt stehen. Gleichung 4-11 wurde verwendet, um die kontaktübertragenden Bereiche mittels der Gesamtdicke des Verbundes zu identifizieren:

$$s_{\text{ges}} = s_{\text{Inneres Blech}} + s_{\text{Äußeres Blech}} + s_{\text{Luftspalt}} \quad (\text{Gl. 4-11})$$

Die Gesamtverbundblechdicke s_{ges} wurde dabei mit dem optischen Digitalisierer GOM ATOS, welcher die Geometrie nach dem Stereokameraprinzip erfasst, ermittelt. Die Blechdicken der einzelnen Bleche s_i wurden über die optische Formänderungsanalyse mit GOM ARGUS ermittelt (Volumenkonstanz). Die somit errechneten Blechdickenverläufe der Einzelbleche wurden zusätzlich mit den gemessenen Blechdickenverläufen (mittels GOM ATOS) verglichen, um die berechneten Blechdickenverläufe zu überprüfen. Diese stimmen, bis auf kleine Ungenauigkeiten in den Radien, mit den mittels ARGUS gemessenen Werten überein. Im Folgenden wurden daher die Blechdickenverläufe für die Gesamtdicke und die Blechdicke der Einzelbleche mittels GOM ATOS ermittelt.

Ermittlung der kraftübertragenden Länge bei einem rotationssymmetrischen Napf

Bei rotationssymmetrischen Nöpfen konnte festgestellt werden, dass die kraftübertragende Länge größtenteils in der Zarge (und teilweise am Matrizen- und Stempelradius) definiert wird. Nach der Umformung stellt sich ein Luftspalt im Boden des Napfes ein (vgl. Bild 4-31b), welcher aus den Eigenspannungen des inneren Napfs resultieren. Beide Nöpfe verkeilen sich ineinander, sodass eine flächige Verpressung entsteht und ein geringer Luftspalt durch die Relativbewegung der beiden Nöpfe zueinander. Dieser Luftspalt wurde gemäß Gleichung 4-11 aus der Differenz der Gesamtblechdicke und der einzelnen Blechdicken der Nöpfe berechnet. Es konnte somit gezeigt werden, dass die Zarge und der Stempelradius den Reibschluss zwischen den beiden Nöpfen über-

tragen und die notwendige Verbindungsfestigkeit der beiden tiefgezogenen Näpfe bewirken. Im Bereich des Matrizeneinlaufradius löst sich dieser flächige Kontakt dann wieder und überträgt auch im Bereich des Flansches keine Kräfte mehr.

Die Ermittlung des Luftspaltes zwischen den beiden Näpfen im Bodenbereich wurde für verschiedene Walzrichtungen durchgeführt (vgl. Anhang 8.11), jedoch zeigten sich keine wesentlichen Unterschiede in der Höhe des Luftspaltes. Bei rotationsymmetrischen Näpfen definiert die Ziehtiefe (Stempelradius und Zarge) daher in erster Näherung die kraftübertragende Länge zwischen den beiden Näpfen. Die geometrische Maßabweichung wurde auch simulativ in *AutoForm* untersucht und validiert und ist im Anhang 8.12 dargestellt.

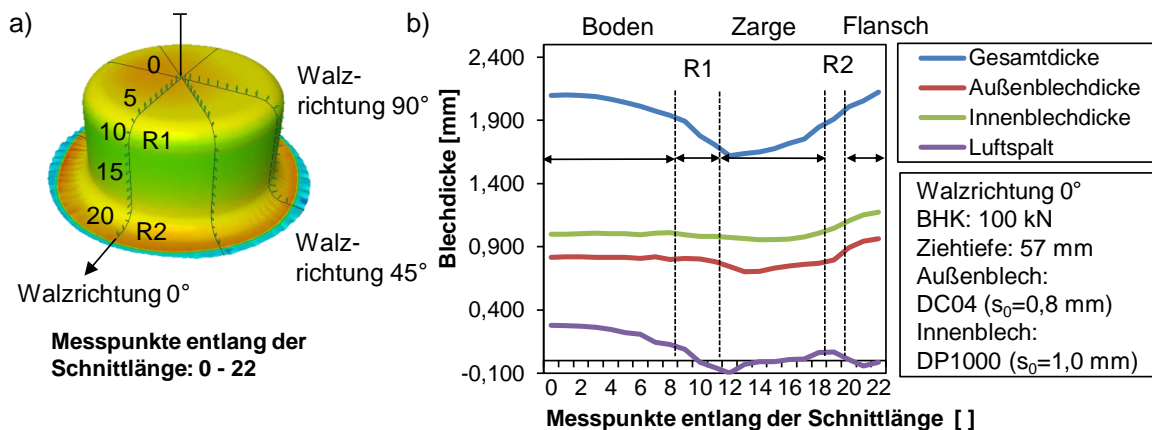


Bild 4-31: a) 3D-Modell eines rotationssymmetrischen Napfes mittels GOM ATOS;
 b) Blechdickenverlauf über abgewickelter Schnittlänge

Ermittlung der kraftübertragenden Fläche eines nicht rotationssymmetrischen Napfes

Bei rotationssymmetrischen Bauteilen konnte festgestellt werden, dass die kraftübertragende Länge primär im Bereich der Bauteilzarge stattfindet. Bei nicht rotationssymmetrischen Bauteilen wurde die kraftübertragende Länge mithilfe von drei Schnitten durch das Bauteil untersucht (vgl. Bild 4-32a-c). Die kraftübertragenden Bereiche variieren dabei in Abhängigkeit von den zu betrachteten Schnittdarstellungen. Im Schnitt S1 überträgt die Zarge fast ausschließlich die Reibkräfte, im Schnitt S2 übernimmt die Zarge und der Matrizeneinlaufradius die Reibkräfte und im Schnitt S3 besteht nur punktueller Kontakt zwischen den beiden Näpfen. Die höchste Kraftübertragung in dem hier untersuchten nicht rotationssymmetrischen Bauteil wurde daher in den vier Eckbereichen (Schnitt S2, vgl. Bild 4-32b) des Bauteils übertragen. Die Zarge der kurzen Seite des Bauteils (Schnitt S1, vgl. Bild 4-32a) trägt ebenfalls zum Kraftschluss zwischen den beiden Näpfen bei. Die Zarge der langen Seite der beiden Näpfe scheint keinen Beitrag zur Kraftübertragung zwischen den beiden Näpfen zu leisten (Schnitt S3, vgl. Bild 4-32c). Dies wird damit begründet, dass sich der äußere Napf in diesem Bereich stark wölbt. Die Wölbung wiederum kann durch das unterschiedliche Fließverhalten der beiden Blechwerkstoffe bzw. deren Anisotropieverhalten an der langen Seite des Napfes erklärt werden. Der Werkstoff mit der geringeren Festigkeit (DC04) zeigt in diesem Fall die Wölbung. Es wird vermutet, dass diese Wölbung bei gleichen

Anisotropiewerten nicht auftritt, sodass eine flächige Verpressung im gesamten Zargenbereich erzielt werden kann. Im Vergleich zum symmetrischen Napf ist es daher auch nicht ohne weiteres möglich, auf die real wirkende, kontaktübertragende Fläche zu schließen.

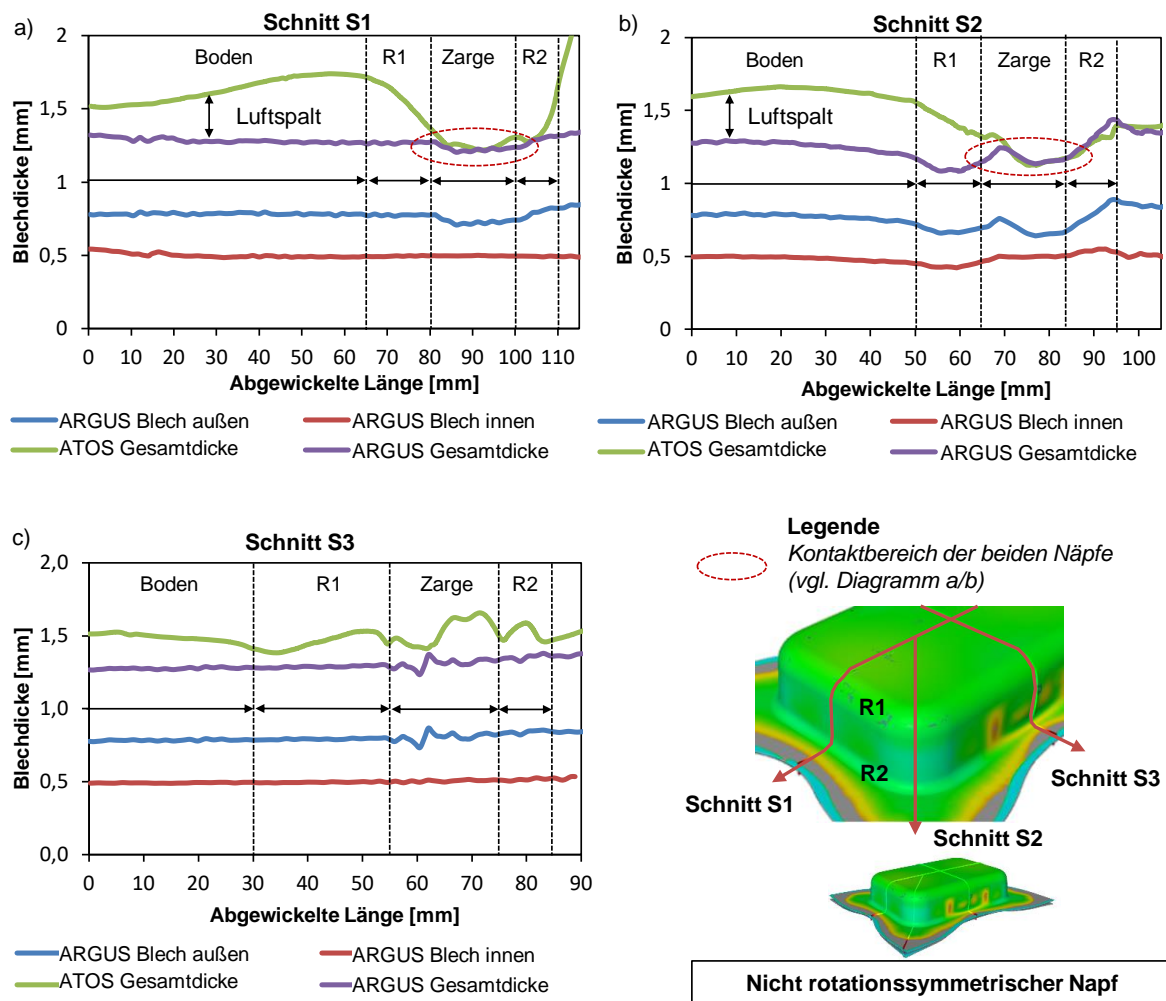
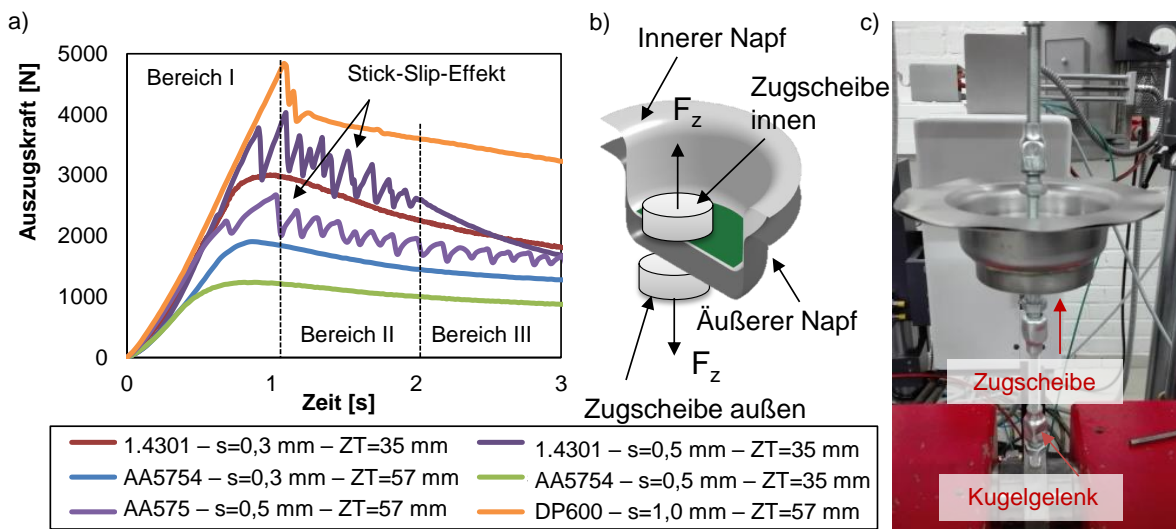


Bild 4-32: a) Blechdickenverlauf über der abgewickelten Länge eines nicht rotationssymmetrischen Bauteils für Schnitt S1; b) Blechdickenverlauf Schnitt S2; c) Blechdickenverlauf Schnitt S3 (Außenblech: DC04; $s_0=0,8$ mm; Innenblech: DP1000; $s_0=1,0$ mm; BHK=100 kN)

Fazit: Allgemeine Aussagen zur kraftübertragenden Fläche von gemeinsam umgeformten Näpfen sind in begrenzter Form bei rotationssymmetrischen Näpfen möglich, jedoch nicht ohne weiteres auf nicht rotationssymmetrische Bauteile wie etwa rechteckige Ziehtteile übertragbar. Für rotationssymmetrische Bauteile wie etwa Rundnäpfe konnte gezeigt werden, dass der Stempelradius und die Zarge der beiden Näpfe maßgeblich zur Kraftübertragung beitragen. Bei nicht rotationssymmetrischen Bauteilen hängt diese kraftübertragende Fläche maßgeblich von der Bauteilgeometrie ab. In dem hier untersuchten Bauteil konnte gezeigt werden, dass die Eckbereiche und die Zargen der kurzen Seiten des Bauteil Einfluss auf die Kraftübertragung zeigen. Die Bauteilgeometrie zeigt in dieser Untersuchung einen wesentlichen Einfluss auf die kraftübertragende Länge bzw. Fläche der gemeinsam tiefgezogenen Näpfe und wird daher gesondert in Kapitel 4.3.6 untersucht.

4.3.3 Ermittlung der Verbindungskraft durch Auszugsversuche

Um die Verbindungskräfte der tiefgezogenen, rotationssymmetrischen Bauteile bewerten zu können, wurde ein einfaches Versuchswerkzeug entwickelt, welches in eine mechanische Universalzugprüfmaschine eingespannt werden kann (vgl. Bild 4-33c). Die in Bild 4-33b dargestellten Zugstäbe wurden in ebene Zugscheiben, welcher innen und außen auf das Verbundbauteil aufgeklebt wurde, eingeschraubt und zeitgesteuert mit einer Geschwindigkeit von 0,1 mm/s ausgezogen. Dadurch war es möglich, den inneren Napf an seiner Innenseite und den äußeren Napf an seiner Außenseite im Bodenbereich mit einer Prüfkraft zu beaufschlagen. Die Klebtechnik hat sich zur Befestigung der Zugscheiben an den Näpfen als zielführend erwiesen, da beispielsweise thermische Verfahren (z.B. Punktschweißen) einen Nebenschluss zwischen den beiden Näpfen erzeugen können, welche das Messergebnis verfälschen. Die auf diese Weise messbare Auszugs-



d)

Werkstoff innen [mm]	Blechdicke innen [mm]	Ziehtiefe [mm]	Werkstoff außen [mm]	Blechdicke außen [mm]
1.4301	0,3	35	DC04	0,8
1.4301	0,5	35		
AA5754	0,3	57		
AA5754	0,5	57		
AA5754	0,5	35		
DP600	1,0	57		
Auszugsgeschwindigkeit v: 0,1 mm/s				

Bild 4-33: a) Kraft-Weg-Verläufe des Auszugsversuchs der gefügten Näpfe für verschiedene Werkstoffkombinationen; b)/c) Modellversuch zur Ermittlung der Verbindungskraft zwischen zwei gemeinsam gezogenen Näpfen; d) Verwendete Werkstoffkombinationen

kraft bzw. Verbindungskraft wird in dieser Arbeit als zentrale Auswertegröße definiert. Weitere potentielle Auswertegrößen, wie z.B. die Rückfederung stellen ausschließlich mittelbare Messgrößen dar und fließen in die Prozessgröße Verbindungskraft mit ein.

Die Kraft-Zeit-Verläufe, welche beim Auszugsversuch ermittelt werden, können in drei Bereiche unterteilt werden. Bereich I ist dabei durch einen linearen Kraftanstieg bis zum Kraftmaximum gekennzeichnet. Bereich II hingegen tritt nur bei manchen Werkstoffkombinationen auf und ist durch einen schwingenden Kraftverlauf (Stick-Slip) gekennzeichnet. Dieser Effekt ist primär bei hohen Ziehtiefen bzw. höherfesten Blechwerkstoffen zu beobachten. Bereich III kennzeichnet einen stetigen Abfall der Kraft bis zum vollständigen Trennen der beiden Bauteilhälften. Um die Streuung der Messungen klein zu halten, wurden die beiden Zugscheiben und -stäbe mit Kugelgelenken versehen, um das Biegemoment, welches aufgrund eines möglichen Versatzes beim Kleben der Zugscheiben auftreten kann, zu kompensieren. Die in Bild 4-33a dargestellten Messkurven zeigen einzelne Kraft-Zeit-Verläufe, welche in Abhängigkeit unterschiedlicher Ziehtiefen und Materialkombinationen aufgenommen wurden. Zur Ermittlung der Verbindungskraft wurden in dieser Arbeit jeweils drei gültige Kraft-Weg-Verläufe gemessen und deren Maximalwerte gemittelt.

4.3.4 Screening der Einflussfaktoren auf die Verbindungskraft

Zur Selektion der wesentlichen Einflussgrößen auf die Verbindungskraft wurde ein sogenannter Screening-Versuchsplan erstellt. Screening-Versuchspläne sind dann sinnvoll, wenn die Anzahl der potentiellen Einflussfaktoren sehr groß ist und die tatsächlichen Einflussfaktoren (z.B. werkstoffliche oder prozesstechnische Parameter) auf die Zielgröße bestimmt werden müssen. Bei vollfaktoriellen Versuchsplänen steigt die Anzahl der Versuche mit der Anzahl der Faktoren und der Anzahl der Faktorstufen beträchtlich an, sodass bei Screening-Experimenten ausschließlich teilfaktorielle Versuchspläne mit zwei Faktorstufen (üblicherweise: -1 und 1) gewählt werden [Kle01]. Abschließend wird auf Basis einer Verifizierung oder Falsifizierung die Signifikanz der Einflussgrößen bewertet und somit die Anzahl an Gesamtfaktoren reduziert.

Tab. 4-4 zeigt die untersuchten Einflussfaktoren, welche in werkstoffliche, prozesstechnische, werkzeug- und werkstückseitige Faktoren unterteilt wurden. Die Faktorart beschreibt, ob ein Parameter quantitativ oder kategorial beschrieben werden kann. Quantitative Faktoren stellen Faktoren dar, welche beliebig oft verändert werden können. Kategoriale Faktoren hingegen stellen Faktoren dar, welche nur in geringem Maße oder gar nicht veränderbar sind. Ob sich ein Faktor leicht, mittel oder gravierend verändern lässt, wird durch den „*Grad der Veränderbarkeit*“ bewertet (vgl. Tab. 4-4). Gravierend veränderbare Faktoren wie die Bauteilgeometrie und die Struktursteifigkeit von Bauteilen wurden aufgrund der Komplexität der Zusammenhänge separat experimentell in Kapitel 4.3.6 und 0 untersucht.

Im Folgenden werden die Ergebnisse des *Screening*-Versuchsplans zur Ermittlung der wesentlichen Einflussfaktoren auf die Verbindungskraft der umgeformten Verbunde dargestellt. Konkret wurde in dieser Arbeit die Effektgröße als Bewertungsgrundlage für die Signifikanz der einzelnen

Parameter des Versuchsplans herangezogen. Die Effektgröße bildet dabei jene Wahrscheinlichkeit, mit der ein Faktoreffekt als statistisch signifikant erkannt wird. In einem Screening-Modell lässt sich die Effektgröße einfach interpretieren: Es handelt sich um die Änderung des Mittelwerts der Antwortvariablen bei einem Wechsel der Einstellung eines Faktors von seiner tiefen auf seine hohe Stufe [Sie10]. Der standardisierte Effekt mit der Messzahl 2,1 (vgl. Bild 4-34a) berechnet sich dabei aus der Anzahl der zu untersuchenden Faktoren und zeigt an, ob ein Parameter signifikant oder nicht signifikant erscheint.

Tab. 4-4: Screening-Versuchsplan zur Reduktion der Faktoreinflüsse mittels des Auszugversuchs

Nr.	Faktoren	Symbol	Faktorstufen		Einheit	Faktorart	Grad der Veränderbarkeit
			-1	+1			
Werkstoffliche Parameter							
1.	Werkstoff	W	Aluminium	Stahl	[-]	kategorial	mittel
2.	Blechdicke	s ₀	0,3	0,5	[mm]	kategorial	mittel
Prozesstechnische Parameter							
3.	Blechhalterkraft	BHK	50	100	[kN]	quantitativ	leicht
4.	Tribologie	Q	0	20	[g/m ²]	quantitativ	leicht
5.	Geschwindigkeit	v	20	40	[mm/min]	quantitativ	leicht
6.	Ziehtiefe	ZT	35	57	[mm]	kategorial	leicht
7.	Anisotropie	R	in WR	90° zur WR	[-]	quantitativ	leicht
Werkzeug- & Werkstückgeometrie							
8.	Ziehspalt	z	2	3,5	[mm]	kategorial	mittel
9.	Bauteilgeometrie	G	experimentell: vgl. Kap. 4.3.6		[-]	kategorial	gravierend
10.	Struktursteifigkeit	c	numerisch: vgl. Kap. 4.4.5		[N/mm]	quantitativ	gravierend
Weitere Werkzeugdaten							
Stempeldurchmesser: 100 mm							
Stempel- und Matrizenradius: 10 mm							
Prüfgeschwindigkeit: 0,1 mm/s							

Bild 4-34a-i zeigt die Ergebnisse der Screening-Experimente zur Ermittlung der Signifikanz der einzelnen oben beschriebenen Einflussparameter auf die Verbindungskraft zwischen zwei gemeinsam umgeformten Platinen. Es wird deutlich, dass die Ziehtiefe und die Werkstoffkombination gefolgt von Blechdicke und Tribologie – also der Oberflächenkonditionierung - den größten Einfluss auf die Verbindungskraft zeigten (vgl. Bild 4-34a). Die Ziehgeschwindigkeit, der Ziehspalt, die Anisotropie und die Blechhalterkraft zeigten jedoch nur eine geringere Abhängigkeit in Bezug auf die Verbindungskraft der umgeformten Verbunde. Es bleibt anzumerken, dass die Signifikanzreihenfolge bei der Wahl eines sehr engen Ziehspaltes (z.B. Ziehspalt von 0 mm) anders gewichtet werden kann. Diese Untersuchungen wurden jedoch nicht durchgeführt, da nur begrenzte Werkzeuge zur Verfügung standen.

Die Ergebnisse des Screenings zeigten, dass die Ziehtiefe und die Werkstoffkombination die beiden signifikantesten Einflussfaktoren auf die Verbindungskraft zweier gemeinsam umgeformter Platinen darstellen, sodass diese Haupteinflussfaktoren im nächsten Kapitel näher betrachtet wurden.

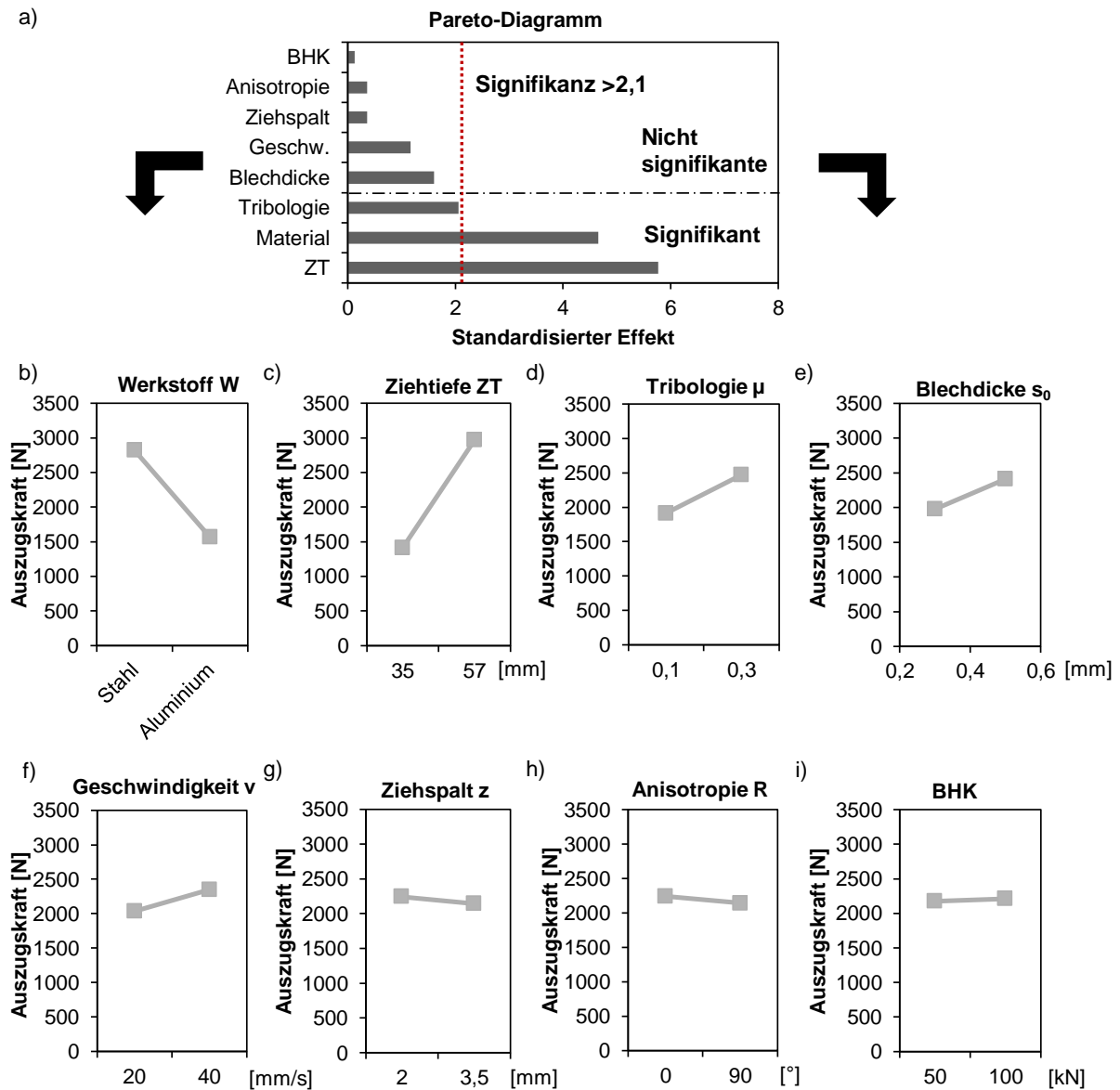


Bild 4-34: a) Pareto-Diagramm zur Identifizierung der Haupteffekte in Bezug auf die Verbindungskraft (VK) zwischen zwei gemeinsam umgeformten Platinen; b) Einfluss des Werkstoffes; c) Einfluss der Ziehtiefe; d) Einfluss der Tribologie; e) Einfluss der Blechdicke; f) Einfluss der Geschwindigkeit; g) Einfluss des Ziehspaltes; Einfluss der Anisotropie; i) Einfluss der Blechhalterkraft (BHK)

4.3.5 Signifikante Einflussgrößen auf die Verbindungskraft

Die beiden werkstofftechnologischen Einflussfaktoren (Werkstoffkombination und Blechdicke) beeinflussen die Verbindungskraft maßgebend, sodass diese im Folgenden detaillierter mit drei Stützstellen untersucht wurden, um mehr als nur eine einfache lineare Regression abbilden zu können. Die Verbindungskraft im Falle der Kombination von DP1000 und DC04 erreicht dabei eine Grenze von beachtlichen 10 kN bei einer Ziehtiefe von 57 mm für einen zylindrischen Napf. Die Streuung der gemessenen Werte beträgt 10-15 %. Bei hochfesten Werkstoffkombinationen verlaufen die Kräfte tendenziell degressiv, da bereits bei kleinen Ziehtiefen hohe Kräfte gemessen wurden und diese bei großen Ziehtiefen zu konvergieren scheinen.

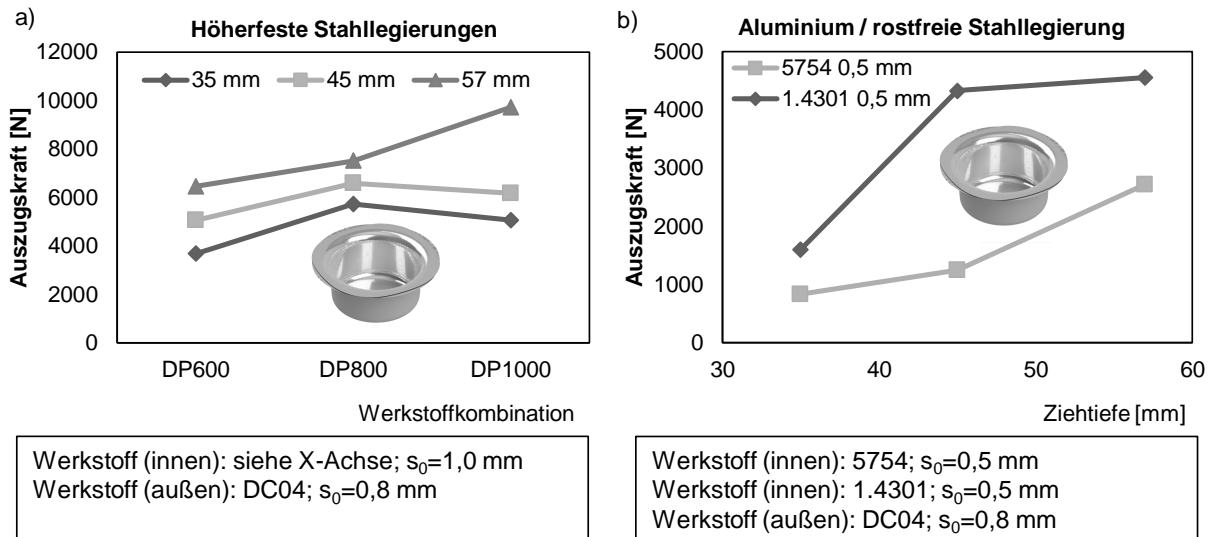


Bild 4-35: Einfluss der Blechwerkstoffe auf die Verbindungskraft der kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde: a) Höherfeste Stahllegierungen; b) Aluminium und rostfreier Stahllegierung mit gleicher Blechdicke für die Ziehtiefen 25, 45 und 57 mm

Der Einfluss der Blechdicke auf die Verbindungskraft der gemeinsam umgeformten Näpfe zeigt gegenläufige Tendenzen. Bei Stahlkombinationen konnte ein degressiver Kräfteverlauf beobachtet werden, hingegen zeigten weiche Aluminiumlegierungen einen eher progressiven Kräfteverlauf. Es wird vermutet, dass eine Mindestziehtiefe erreicht muss, um ein signifikantes Kraftniveau zu erzielen. Diese Mindestziehtiefe ist dabei jedoch abhängig von der Werkstoffkombination der umgeformten Verbunde.

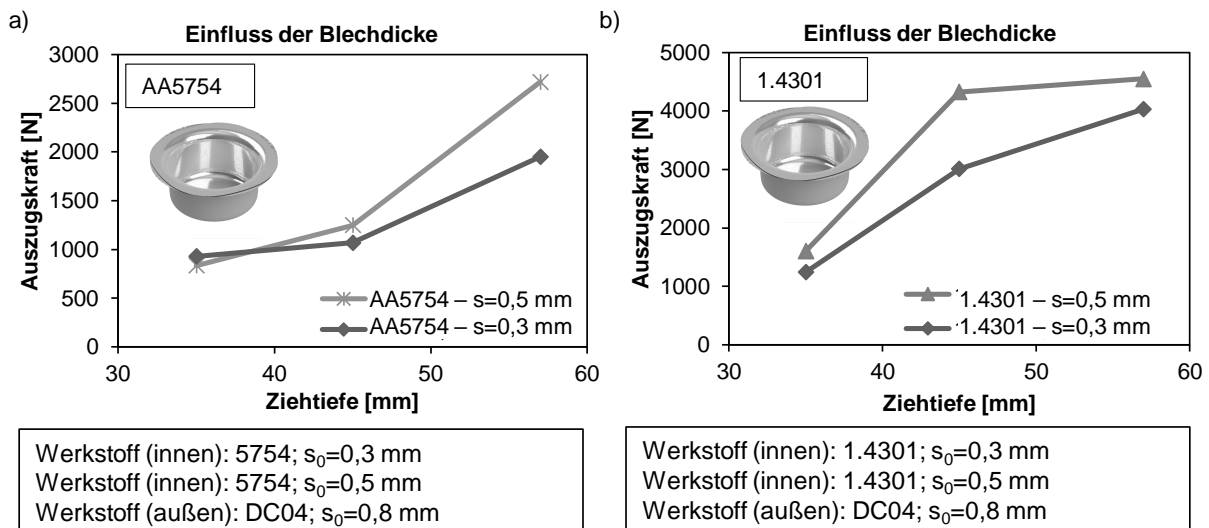


Bild 4-36: Einfluss der Blechdicke auf die Verbindungskraft der kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde in Abhängigkeit von der Ziehtiefe für den Werkstoff a) Aluminium AA5754; b) Rostfreie Stahllegierung 1.4301

Im Folgenden werden die aus dem Screening als signifikant ermittelten prozesstechnischen Parameter untersucht, sodass in diesem Kapitel ausschließlich der Einfluss der Tribologie bzw. des Beölungszustandes auf die Verbindungskraft analysiert wurde. Bild 4-37 zeigt, dass die Tribolo-

gie zwischen den Platinen einen signifikanten Einfluss auf die Verbindungskraft (Auszugskraft) zeigt. Im Durchschnitt konnte die Auszugskraft um 35 % erhöht werden, wenn die Oberfläche der Platinen mechanisch angeraut und kein Ziehöl verwendet wurde. Das Anrauen der Oberfläche wurde hier in Anlehnung an die DIN EN 13887 (vgl. Kap. 6.1) mittels Schleifmittel durchgeführt.

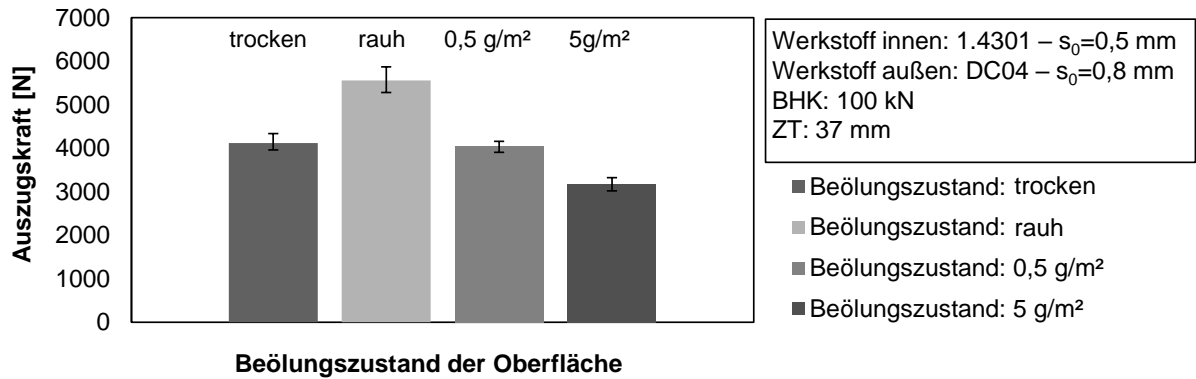


Bild 4-37: Einfluss der Tribologie bzw. der Beölungsmenge auf die Verbindungskraft der kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde

Fazit: Zusammenfassend zeigt sich, dass die Werkstoffwahl des innenliegenden Napfs und die Ziehtiefe den höchsten Einfluss auf die Verbindungskraft der umgeformten Nöpfe zeigen. Eine Behandlung der Blechoberflächen durch normgerechtes Anrauen verbesserte die Verbindungskraft um bis zu 35%.

4.3.6 Einfluss der Bauteilgeometrie auf die Verbindungskraft

Die Bauteilgeometrie bzw. der Ziehummriß weist einen wesentlichen Einfluss auf das Rückfederungsverhalten der gemeinsam umgeformten Verbunde und somit die Verbindungskraft zwischen den Blechbauteilen auf. Gemäß der Zielsetzung der Arbeit aus Kapitel 3 wurden in diesem Kapitel daher folgende vier Einflussfaktoren auf die Verbindungskraft zweier gemeinsam umgeformter Bleche untersucht, mit dem Ziel, allgemeine Zusammenhänge, welche die Bauteilgeometrie in Relation mit der Verbindungskraft (Auszugskraft) der gemeinsam umgeformten Mehrschichtverbunde setzt, zu erkennen (vgl. Bild 4-38).

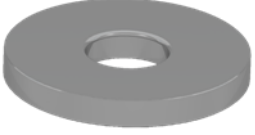


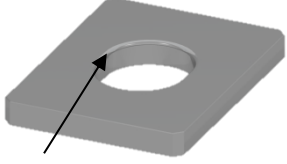
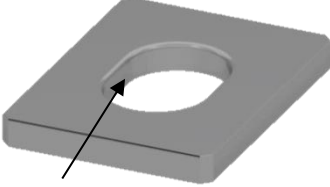
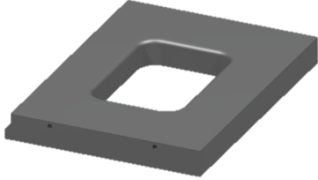
Skalierung der Bauteilgröße	Einfluss der Krümmung (Krümmungsfaktor K)	Einfluss der Rondengröße
<p>D=60mm D=80mm D=100mm</p>	<p>Runder Napf Ovaler Napf Rechteckiger Napf</p> <p>K=1 K=0,75 K=0,35</p> $K = \frac{A_{\text{gekrümmt}}}{A_{\text{Mantel}}}$	<p>D=180 mm D=200 mm D=220 mm</p>

Bild 4-38: Untersuchte Einflussfaktoren auf die Verbindungskraft von gemeinsam umgeformten Nöpfen

Tab. 4-5: Verwendeter Werkstoff, Beölungszustand und untersuchte Parameter

Werkstoff innen	Blechdicke innen [mm]	Werkstoff außen	Blechdicke außen [mm]	Beölung [g/m ²]
DP600	1,0	DC04	0,8	0,5
Untersuchte Parameter:		<ul style="list-style-type: none"> - Bauteilgeometrie (vgl. Tab. 4-6) - Krümmungsfaktor K: 0,35 bis 1,0 - Rondendurchmesser: 180 mm bis 220 mm 		

Tab. 4-6: Verwendete Werkzeuggeometrien (nur Matrizen dargestellt)

	Rotationssymmetrische Matrize 1 (RM1)	Rotationssymmetrische Matrize 2 (RM2)	Rotationssymmetrische Matrize 3 (RM3)
Geometrie			
Maße	Durchmesser 100 mm	Durchmesser 80 mm	Durchmesser 60 mm
Ronde	Ø 200 mm	Ø 160 mm	Ø 120 mm
	Ovale Matrize 1 (OM1)	Ovale Matrize 2 (OM2)	Rechteckige Matrize (EM)
	 Ovaler Umriss	 Ovaler Umriss	
Maße	L: 129mm – B:104mm Radius 52 mm Steglänge: 25mm	L: 154mm – B:104mm Radius 52 mm Steglänge: 50 mm	L: 154mm – B:104mm Radius 20 mm Steglänge: 110/60 mm
Platinen- größe	205mm x 190 mm	230mm x 190mm	230mm x 190mm
Matrizeneinlafradius: R=5 mm / Ziehspalt: 2mm			

Konkret soll überprüft werden, inwiefern sich die Bauteilskalierung auf die Verbindungskraft der umgeformten Näpfe auswirkt. Es wird vermutet, dass die Verbindungskraft mit größeren Napfdurchmessern ansteigt. Zudem wurde überprüft, ob der Krümmungsfaktor K, welcher das Verhältnis der gekrümmten Mantelfläche zur gesamten Mantelfläche darstellt, einen Einfluss auf die Verbindungskraft aufweist. Es wird vermutet, dass die geraden Kanten der Näpfe nicht zur Erhöhung der Verbindungskraft beitragen. Zudem wurde der Einfluss der Rondengröße auf die Ver-

bindungskraft untersucht. Im Folgenden werden die zur Erreichung des Versuchsziels verwendeten Werkstoffe und Versuchswerkzeuge vorgestellt.

Verwendete Werkstoffe und Werkzeuge

Alle Versuche wurden in diesem Teilkapitel mit der Materialkombination DP600 und DC04 durchgeführt (vgl. Tab. 4-5), um die Anzahl der Versuche gering zu halten. Die Beölung der Ronden wurde gemäß den Versuchen in den vorherigen Kapiteln durchgeführt und beträgt $0,5 \text{ g/m}^2$. In Tab. 4-6 wird die verwendete Werkzeugtechnik vorgestellt, um das oben genannte Versuchsziel zu beantworten. Es werden rotationssymmetrische Werkzeuge verschiedener Durchmesser verwendet, um den Einfluss der Bauteilgröße (Skalierungseffekt) zu bestimmen. Die Matrizen mit ovaler Geometrie und unterschiedlicher Steglänge (gerade Bauteilflächen) werden in die Ermittlung des Krümmungseinflusses auf die Verbindungskraft einbezogen. Der Ziehspalt beträgt bei allen Werkzeugen 2 mm, sodass von einer annähernd senkrechten Zarge ausgegangen werden kann.

Skalierung der Bauteilgröße

Die bisherigen Untersuchungen wurden an einem rotationssymmetrischen Bauteil mit dem Stempeldurchmesser $D=100 \text{ mm}$ durchgeführt. In diesem Kapitel wurde darauffolgend der Größeneinfluss des Bauteils untersucht, indem Näpfe mit verschiedenen Durchmessern tiefgezogen wurden. Bild 4-39 zeigt den linearen Zusammenhang zwischen der Verbindungskraft und der Ziehtiefe von rotationssymmetrischen Näpfen. Es konnte gezeigt werden, dass die ermittelten Verbindungskräfte nahezu keine Abhängigkeit vom Durchmesser (bei gleicher Ziehtiefe) aufweisen. Dieser Zusammenhang wird durch die inverse Abhängigkeit von der Struktursteifigkeit C des Napfes, der Verbindungskraft und der direkten Abhängigkeit von der Mantelfläche (Ziehumriss) und der Verbindungskraft begründet (vgl. übergeordnete Zusammenhänge in Kap. 4.4.5). Diese beiden Abhängigkeiten scheinen sich somit gegenseitig zu beeinflussen. Die maximal erreichbare Verbindungskraft ist dabei von der maximalen Ziehtiefe abhängig. Es konnte somit widerlegt werden, dass die Verbindungskraft keine direkte Abhängigkeit vom Durchmesser der zylindrischen Bauteile zeigt.

Einfluss der Umrisskrümmung bzw. des Krümmungsfaktors K auf die Verbindungskraft

Es wurde vermutet, dass gerade, nicht gekrümmte Umrissanteile der Bauteilgeometrien keinen Beitrag zur Erhöhung der Verbindungskraft leisten. Diese Aussage kann unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Bild 4-40a bestätigt werden. Der Krümmungsfaktor K hat sich dabei als geeigneter Faktor erwiesen, unterschiedliche Bauteilgeometrien miteinander zu vergleichen. Je größer der Krümmungsfaktor, desto höher ist die zu erwartende Verbindungskraft. Rotationssymmetrische Bauteile ($K=1$) erzeugen somit eine größere Verbindungskraft als nicht rotationssymmetrische Bauteile (Rechtecknapf). Eine relative Erhöhung der geraden Umrissanteile innerhalb einer geschlossenen Bauteilstruktur führt damit zu einer Reduktion der Verbindungskraft. Bild 4-40b zeigt

jedoch auch, dass eine Mindestziehtiefe von 25 mm erreicht werden muss, um eine Verbindungskraft von ca. 300 N zu erzeugen. Zylindrische und auch nicht rotationssymmetrische Bauteile, welche eine geringere Ziehtiefe aufweisen, liegen unter dieser Verbindungskraft von 300 N.

Es konnte somit gezeigt werden, dass gerade, nicht gekrümmte Bauteilflächen nicht zu einer Erhöhung der Verbindungskraft zwischen den Bauteilen beitragen. Um eine Mindestverbindungskraft von größer als 1000 N zu erzielen, sollte das Bauteil eine Mindestziehtiefe von 30 mm und einen Krümmungsfaktor von größer als 0,7 aufweisen.

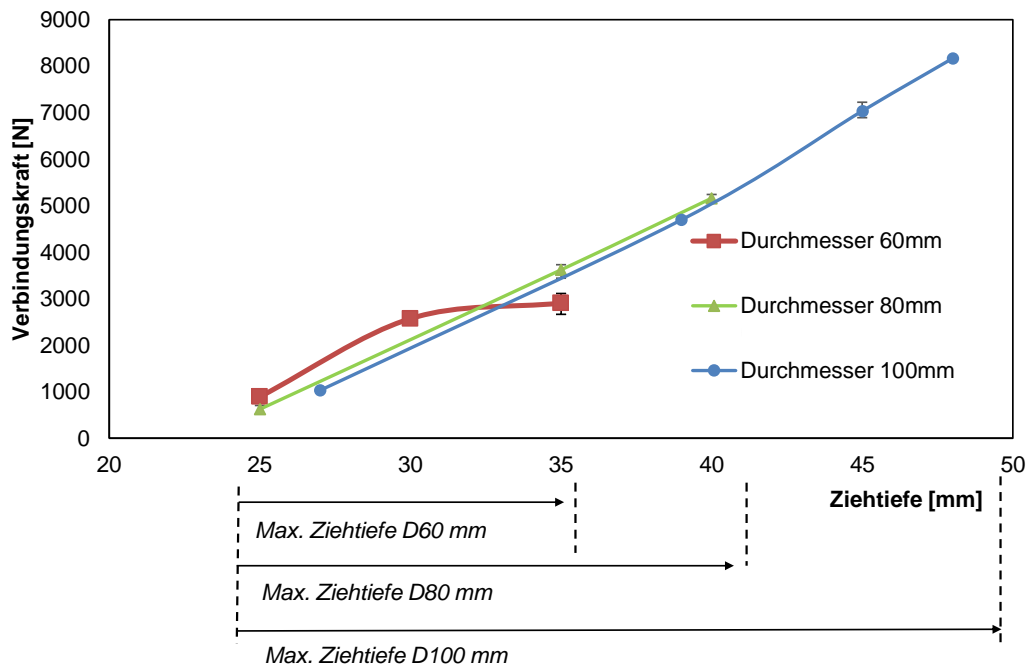


Bild 4-39: Einfluss der Bauteilskalierung auf die Verbindungskraft zylindrischer Bauteile; die maximale Ziehtiefe definiert die maximale Anzahl an Stützstellen im Diagramm

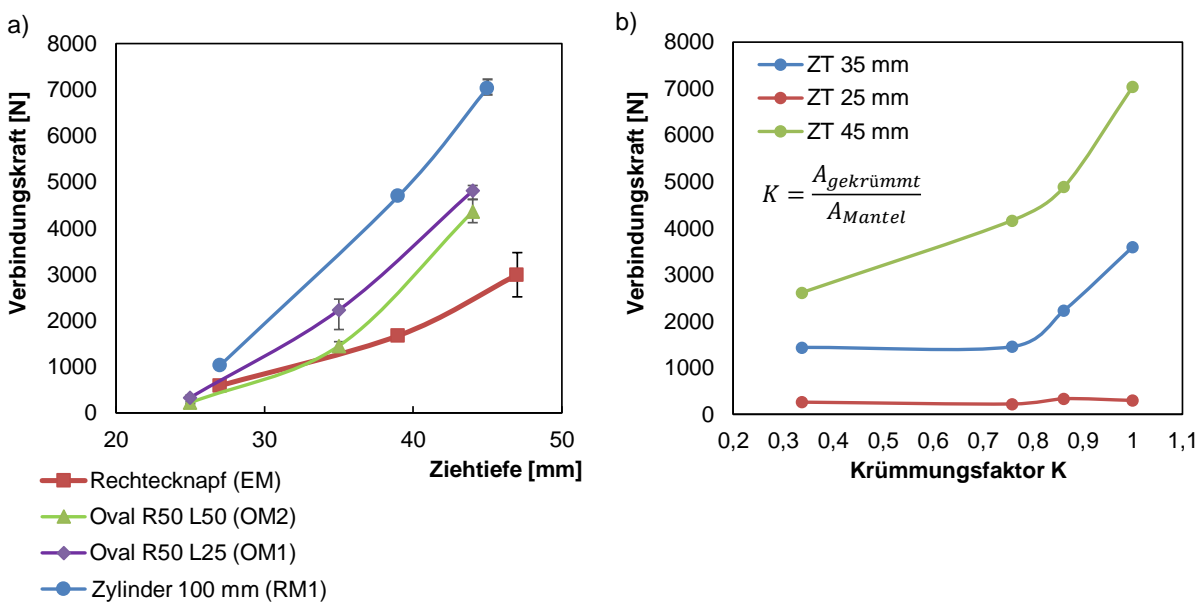


Bild 4-40: a) Einfluss der Bauteilgeometrie auf die Verbindungskraft; b) Einfluss des Krümmungsfaktors K auf die Verbindungskraft (Mindestziehtiefe 25 mm)

Einfluss der Rondengröße auf die Verbindungskraft

Zudem wurde vermutet, dass eine Erhöhung der Kaltverfestigung, welche durch eine Erhöhung des Rondendurchmessers erzielt werden kann, zu einer Erhöhung der Verbindungskraft führt. Die Größe der Ronde beeinflusst die Rückhaltekraft beim Tiefziehen wesentlich und somit die Verfestigung im Bauteil. In dieser Versuchsreihe konnte das Optimum in Bezug auf die maximale Verbindungskraft bei einem Platinendurchmesser von 200 mm und der vorgegebenen Bauteilgeometrie gefunden werden. Ein ähnlicher Zusammenhang wurde bereits bei der numerischen Untersuchung der Verbindungskraft durch Variation der Blechhalterkraft in Kapitel 4.2.3 festgestellt. Dieser Zusammenhang erscheint sinnvoll, da bei steigender Rückhaltekraft durch den Blechhalter zwar die Kaltverfestigung im Bauteil erhöht, gleichzeitig jedoch die Rückfederung in dem Bauteil reduziert wird. Es konnte somit gezeigt werden, dass mindestens eine quadratische Abhängigkeit zwischen der Rondengröße und der erzeugten Verbindungskraft besteht. Das gemessene Maximum der Verbindungskraft liegt bei dieser Untersuchung bei ca. 5000 N.

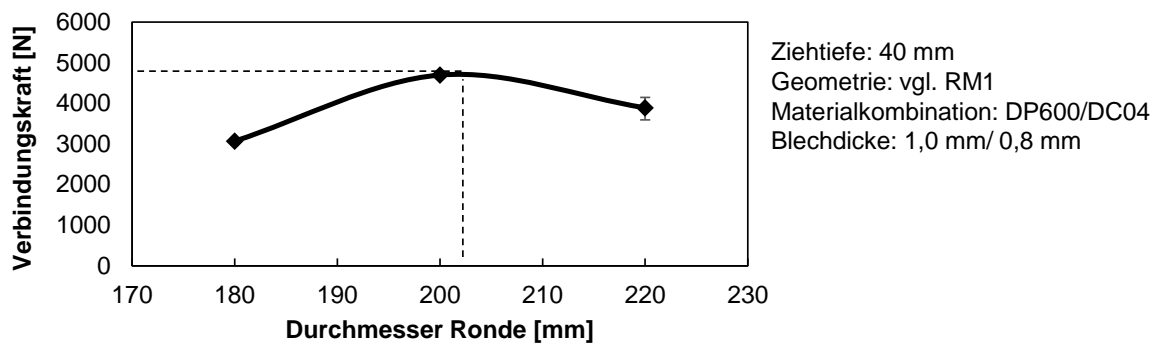


Bild 4-41: Einfluss des Rondendurchmessers auf die Verbindungskraft; Stempeldurchmesser 100 mm (RM1)

Fazit: Die wesentlichen Erkenntnisse aus diesem Kapitel zeigen, dass nahezu keine Abhängigkeit vom Durchmesser und der Verbindungskraft bei gleicher Ziehtiefe von gemeinsam umgeformten Näpfen besteht. Dieser Zusammenhang wurde durch die inverse Abhängigkeit von der Struktursteifigkeit und der Mantelfläche bzw. des Ziehumrisses der Verbunde erklärt. Es konnte zudem gezeigt werden, dass eine Erhöhung des Krümmungsfaktor K der Bauteile zu einer Erhöhung der Verbindungskraft führen kann. Rotationssymmetrische Bauteile wie etwa runde Näpfe ($K=1$) weisen demnach eine relativ höhere Verbindungskraft als nicht rotationssymmetrische Näpfe wie etwa rechteckige Näpfe ($K=0,35$) auf. Eine Erhöhung des Rondendurchmessers führte bis zu einem Rondendurchmesser von 200 mm zu einer Erhöhung der Verbindungskraft auf 5000 N, jedoch reduzierte sich die Verbindungskraft auf 4200 N bei Erhöhung des Rondendurchmessers auf 220 mm. Dieser Effekt wurde mit der inversen Abhängigkeit von der Rückfederung und der Kaltverfestigung in der Bauteilzarge erklärt. Damit konnten wesentliche Erkenntnisse zwischen der Verbindungskraft und der Bauteilgeometrie abgeleitet werden, welche in weiteren Forschungsarbeiten (z.B. komplexe Tiefziehteile im Karosserie- oder Behälterbau) erweitert werden können.

4.3.7 Vergleich der erreichbaren Verbindungsfestigkeiten mit anderen Fügeverfahren durch den Kopfzugversuch

In diesem Abschnitt wurden die bisher experimentell ermittelten Verbindungskräfte, welche durch das *Gemeinsamtiefziehen* erzeugt wurden, mit anderen, konventionell mechanischen (Clinchen) und chemischen Fügeverfahren (Kleben) verglichen. Als Vergleichsexperiment wurde der Kopfzugversuch durchgeführt und die Verbindungskraft- bzw. -festigkeit ermittelt. Um eine Vergleichbarkeit in Bezug auf die Spannungen zu gewährleisten, handelt es sich bei allen drei Verfahren um die gleiche Werkstoffpaarung (1.4301; $s_0=1,0\text{mm}$ – DC04; $s_0=0,8\text{mm}$).

Bild 4-42a zeigt einen Vergleich der beschriebenen Fügeverfahren in Bezug auf die gemessene übertragbare Kopfzugkraft. Die geklebten Kopfzugproben (Dow Betamate 1630, Klebdicke $100\mu\text{m}$) ertrugen eine maximale Kraft von ca. 13 kN ($A_{KI}=62,6\text{mm}^2$), die durch *Gemeinsamtiefziehen* hergestellten Näpfe 3,8 kN ($A_{GZ}=3769\text{mm}^2$) und die geclinchten Proben 0,4 kN ($A_{CI}=10,4\text{mm}^2$). Die berechnete Verbindungsfestigkeit basiert dabei auf der kraftübertragenden Fläche, welche im Fall des Clinchprozesses durch Schliffbilder und beim *Gemeinsamtiefziehen* über die in Kapitel 4.3.2 hergeleiteten Zusammenhänge ausgewertet wurde. Clinchverbindungen übertragen bei dieser Untersuchung die relativ höchste Verbindungsfestigkeit von 35N/mm^2 , Klebeverbindungen 30N/mm^2 und die durch *Gemeinsamtiefziehen* hergestellten Verbunde 1N/mm^2 . Das *Gemeinsamtiefziehen* eignet sich daher nicht für die Übertragung hoher Kopfzugkräfte bzw. nur bei geringen Beanspruchungskollektiven. In der Praxis existieren jedoch auch Bauteile (z.B. Statorgehäuse), in welchen der Einsatz von gemeinsam tiefgezogenen Bauteilen sinnvoll erscheint, da eine ausreichende kraftübertragende Fläche vorhanden ist.

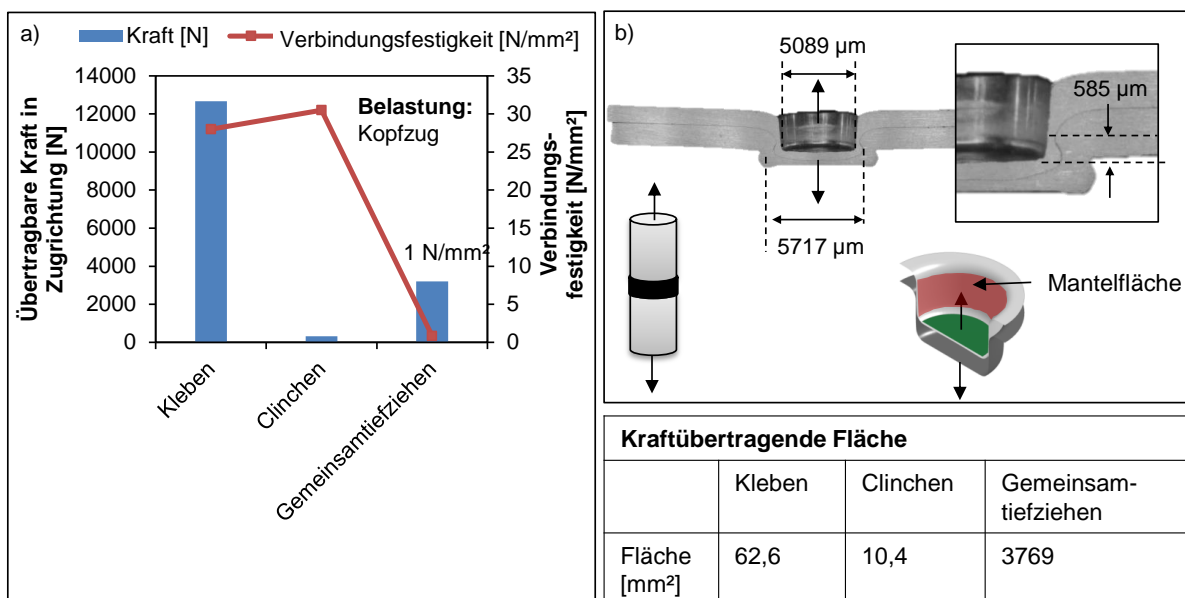


Bild 4-42: a) Vergleich von anderen Fügeverfahren (Kleben und Clinchen) mit dem *Gemeinsamtiefziehen*; b) Definition der kraftübertragenden Fläche (Werkstoff: 1.4301 - DC04 ($s_0=1,0\text{mm}$; $s_0=0,8\text{mm}$))

4.4 Numerische Grundlagenuntersuchung zur Ermittlung der Verbindungskraft nach dem Gemeinsamtiefziehen

Die wissenschaftlich orientierte Zielstellung dieses Kapitels besteht in der numerischen Ermittlung der Verbindungskraft des Fügeverfahrens *Gesamttiefziehen* mithilfe der FEM unter Verwendung von Schalen- und Volumenelementen. Bild 4-43 zeigt den Aufbau der beiden verwendeten Modellierungsansätze. Im Folgenden wurden zwei Ansätze zur numerischen Berechnung von kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden verwendet:

- Modellierung mit Schalenelementen in LS-Dyna (3D)
- Modellierung mit Volumenelementen in Deform (2D)

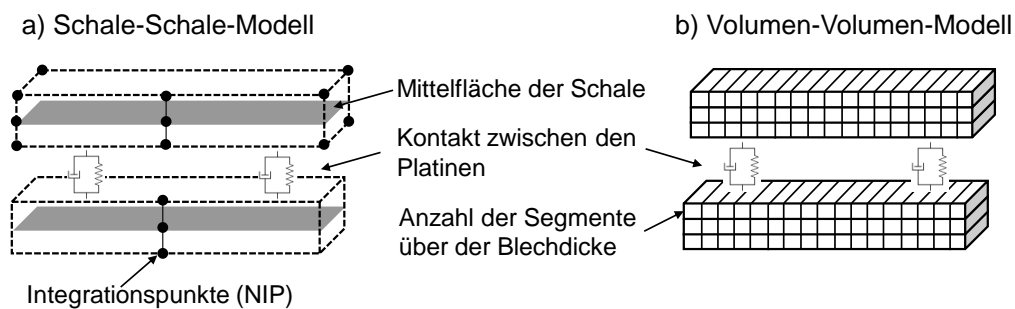


Bild 4-43: Modellierungsansätze von kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden; a) Modellansatz auf Basis von Schalenelementen; b) Modellansatz auf Basis von Volumenelementen

In Kapitel 4.3.3 wurde die Auszugskraft als zentrale Auswertegröße zur Charakterisierung der Verbindungskraft von kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden definiert. Dieser Grundlagenversuch wurde in diesem Kapitel mithilfe einer mehrstufigen Simulation des Auszugversuchs numerisch abgebildet. Der mehrstufige Simulationsaufbau besteht dabei aus drei sequentiellen aufeinanderfolgenden Simulationen (Tiefzieh-, Rückfederungs- und Auszugskraftberechnung, vgl. Kap. 4.4.1).

4.4.1 Aufbau der numerischen Mehrstufigsimulation

Im folgenden Kapitel werden die verwendeten Software-Programme, der Aufbau der FEM-Modelle, und deren Validierung erläutert.

Verwendete Software-Programme

Numerische Berechnungsmöglichkeiten der Verbindungskraft durch gemeinsam tiefgezogene Mehrschichtverbunde wurden in der Literatur bisher nur wenig untersucht, sodass keine Empfehlungen für die Wahl eines geeigneten Berechnungsprogramms bestehen. Aufgrund der großen Vielzahl an Eingabemöglichkeiten wurden die numerischen Simulationen mit Schalenelementen vorerst im Berechnungscode *LS-Dyna (Release R8.1.0)* durchgeführt. Der Simulationsaufbau und die Auswertung wurden dabei in der Software *DynaForm* und *LS-PrePost* durchgeführt. Für die numerische Simulation mit Volumenelementen wurde der Berechnungscode *Deform (Release VII.2)* von der Scientific Forming Technology Cooperation (SFTC) aufgrund der positiven Erfah-

rungen anderer Arbeiten (z.B. [Isr15]) bei der Simulation des Clinchprozesses verwendet. Im Vergleich zur Modellierung mit Schalenelementen wurde die Simulation mit Volumenelementen aufgrund der Rotationsymmetrie als zweidimensionaler Aufbau konzipiert, nicht zuletzt, um die benötigte Rechenkapazität zu reduzieren.

Verwendete FEM-Modelle

Materialmodelle und Kennwerte für die Modellierung des Gemeinsamtiefziehens

Zur Parametrisierung der Simulation mit Schalenelementen wurden für die Blechumformung geeignete Materialmodelle verwendet, um den Einfluss der Verbindungskraft, welche sich durch die Verpressung der gemeinsam tiefgezogenen Näpfe einstellt, numerisch abzubilden. In dieser Arbeit wurden die Platinen nach Bild 4-44b mit drei verschiedenen Materialmodellen in *LS-Dyna* modelliert:

- *MAT_24 (*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY)
- *MAT_36: (*MAT_3-PARAMETER_BARLAT)
- *MAT_226: (*MAT_KINEMATIC_HARDENING_BARLAT89)

Materialmodell MAT_24 beschreibt das Materialverhalten dabei über ein elasto-plastisch-konstitutives Modell, welches auf der *von Mises* Fließortbeschreibung basiert. Die Parametrisierung dieses Modells gestaltet sich relativ pragmatisch, da nur der E-Modul, die Dichte, die Querkontraktionszahl und die Fließkurve zur vollständigen Beschreibung des Fließortes benötigt werden. Zu Erweiterung des isotropen Materialmodells MAT_24 wurde auf das Materialmodell MAT_36 zurückgegriffen, welches die planare Anisotropie des Blechwerkstoffs vor der Umformung berücksichtigt. Zudem wurde das Materialmodell MAT_226 verwendet, welches neben der planaren Anisotropie auch die kinematische Verfestigung des Werkstoffs während der Umformung berücksichtigt. Bild 4-44b zeigt den Aufbau des FEM-Modells zweier gemeinsam umgeformter Platinen (Simulation mit Schalenelementen, vgl. [Hof17b]).

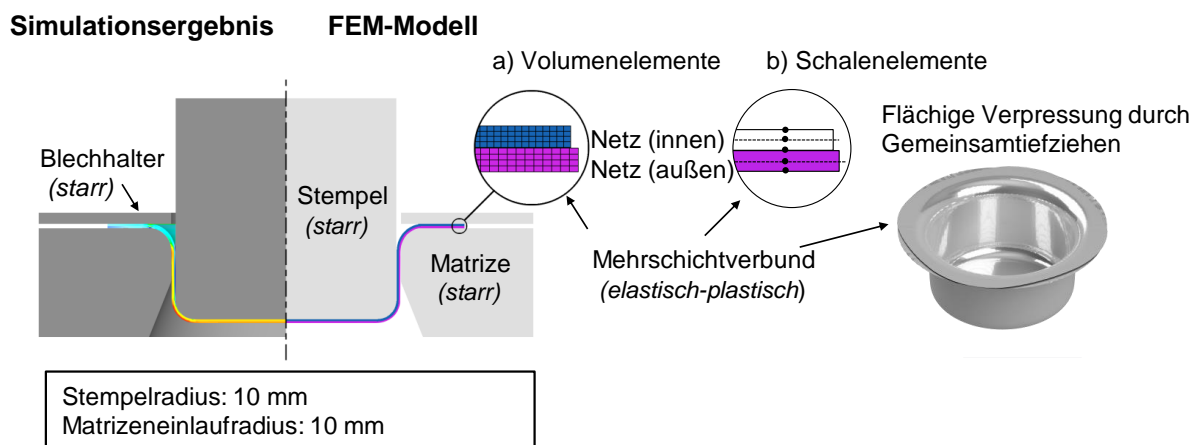


Bild 4-44: FEM-Modell auf Basis von a) Volumenelementen und b) Schalenelementen zur numerischen Analyse des *Gesamamtiefziehens*

Bei der numerischen Berechnung mit Volumenelementen wurden auf das elastisch-plastische Materialmodell von *Deform* zurückgegriffen (vgl. Bild 4-44a). Die Werkzeuge wurden starr modelliert, um die ohnehin rechenintensive Simulation zu vereinfachen. Um eine stabile Konvergenz der Rechnung zu erhalten, wurde der Kontakt zwischen den beiden Blechen auf *Sticking* während der Umformung eingestellt. Dies bedeutet, dass sich die Knoten in den Kontaktpunkten von Ober- und Unterplatte während der Umformung nicht lösen können. Dieser Kontakt wurde nach der Umformung wieder gelöst, um den korrekten Platineneinzug abbilden zu können. Ohne diese Entlastung würde die Spannungsverteilung über der Blechdicke nicht korrekt abgebildet werden und die Vorhersage der Verbindungskraft zwischen den beiden Näpfen wäre nicht möglich. Trotz dieses numerischen Tricks konnten keine signifikanten Unterschiede in der Blechausdünnung im Vergleich zum Schalenmodell in *LS-Dyna* festgestellt werden.

Reibungsmodell und Kennwerte

Die tribologischen Verhältnisse zwischen den beiden Platinen führen zu einem unbekanntem Einlauf- und Ausdünnungsverhalten der verwendeten Platinen, sodass die verwendeten Materialmodelle zunächst möglichst genau durch die in Kapitel 4.1.2 durchgeführten Modellversuche parametrisiert werden mussten. Dafür kamen vier Modellierungsansätze zum Einsatz:

- Reibungsmodell 1 (RM1) – Gleitreibung $\mu=0,15$
- Reibungsmodell 2 (RM2) – Dynamische Gleitreibung
- Reibungsmodell 3 (RM3) – Haftreibung $\mu=0,31$
- Reibungsmodell 4 (RM4) – Dynamische Haftreibung

Kinematisches Verfestigungsmodell der betrachteten Blechwerkstoffe

Die zuvor genannten Simulationsprogramme nutzen unterschiedliche kinematische Verfestigungsmodelle, welche dezidiert in Kapitel 4.1.3 dargelegt wurden. In *LS-Dyna* wurden daher die Parameter für das *Yoshida-Uemori*-Modell und in *Deform* die Parameter für das *Chaboche*-Modell (vgl. Kap. 2.1.4) bestimmt, um die frühe Replastifizierung des Werkstoffs möglichst genau abbilden zu können. Die Parameter dafür wurden nach der in Kapitel 4.1.3 beschriebenen Methodik ermittelt.

4.4.2 Abbilden der Verbindungskraft durch Aufbau einer Mehrstufensimulation

Zur numerischen Bestimmung der Verbindungskraft wurde der in Kapitel 4.3.3 beschriebene Auszugsversuch mehrstufig modelliert und simuliert. Dazu wurde eine Mehrstufensimulation für das *Gemeinsamtiefziehen* aufgebaut, welche aus folgenden Operationen besteht: (a) Tiefziehen, (b) freie Rückfederung und (c) Wiederbelastung durch den Auszugsversuch. Bei Letzteren wird ein starrer Zugstab an der inneren Platine fixiert und eine Zugbelastung aufgebracht (vgl. Bild 4-45). Die dabei übertragbare Reibungskraft wird in dieser Arbeit als Kennzahl zur Ermittlung der Verbindungskraft verwendet. Die berechneten Spannungen und Dehnungen der Knoten wurden über geeignete Schnittstellen in die Folgeoperation übertragen.

Die Simulationen wurden jeweils nach jeder Stufe (vgl. Bild 4-45a-c) validiert, um eine möglichst präzise Vorhersagegenauigkeit der Verbindungskraft zu ermöglichen. Die Tiefziehsimulation wurde dabei mithilfe von Blechdicken- und Kanteneinzugsmessungen validiert (Stufe 1). Zur Validierung der freien Rückfederung des Bauteils wurde der Split-Ring-Test durchgeführt, welcher die durch den Tiefziehprozess eingebrachten Eigenspannungen abbildet und in Form einer Ringöffnung ermittelt werden kann (Stufe 2). Abschließend wurde der Auszugsversuch durchgeführt und die Zugkraft (Verbindungskraft) gemessen, um die tatsächlichen, im Bauteil eingebrachten Verpressungsverhältnisse zu validieren (Stufe 3).

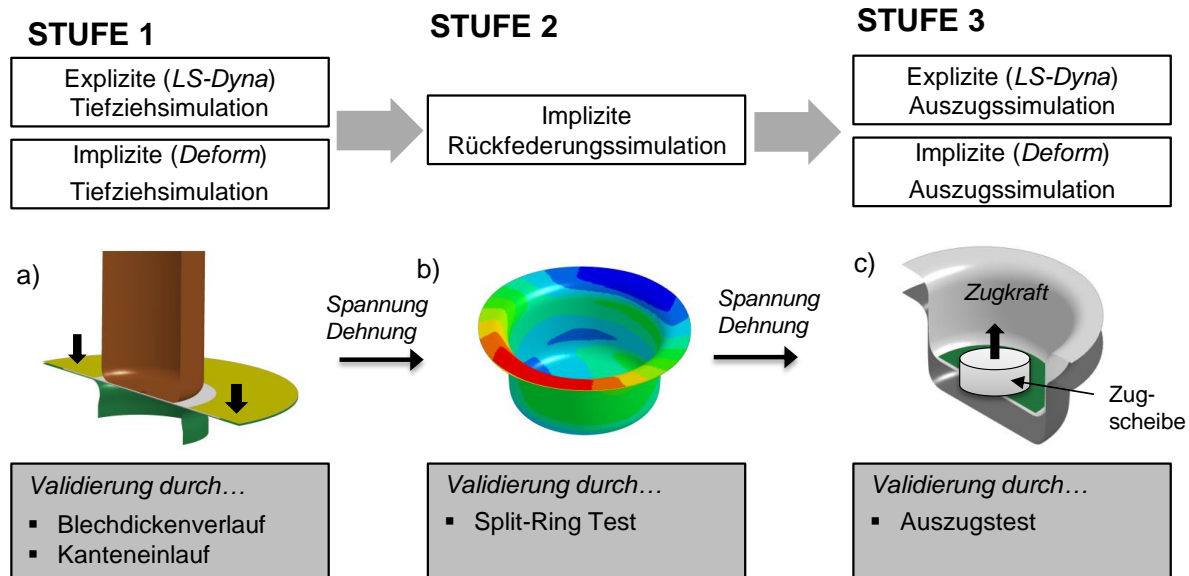


Bild 4-45: Prinzipdarstellung der Mehrstufensimulation zur Ermittlung der Verbindungskraft von gemeinsam tiefgezogenen Mehrschichtverbunden aus Blech

Verwendete numerische Parameter für die Tiefziehsimulation der Verbunde

Zur Abbildung der Verbindungskraft von tiefgezogenen Mehrschichtverbunden mithilfe von Schalenelementen wurde die Diskretisierung der Platinen mit einer Elementkantenlänge von 0,5 mm versehen. Auf Netzadaptivität wurde bewusst verzichtet, um Kontaktprobleme aufgrund neu entstehender Knoten zu vermeiden. Für die Elementformulierung wurde ein vollintegriertes Schalenelement (ELFORM=16) mit 9 Integrationspunkten über der Dicke ausgewählt. Zur Berechnung der Kontaktkräfte wurde ein *INTERFERENCE*-Kontakt in der impliziten Rückfederungsberechnung verwendet, um initiale Kontaktkräfte nach der Tiefziehoperation berücksichtigen zu können.

Aufbauend auf der expliziten Tiefziehsimulation wurde eine implizite Rückfederungsberechnung durchgeführt, um die Kontaktspannung zwischen den beiden Platinen aufzubauen. Für die Berechnung der Kontaktspannung war es dabei notwendig, einen *INTERFERENCE*-Kontakt in *LS-Dyna* zu definieren, um eine initiale Durchdringung der beiden Platinen zu erlauben. Der sonst in der Blechumformung übliche *AUTOMATIC*-Kontakt wurden durch den Kontakt in *LS-Dyna* *CONTACT_SURFACE_TO_SURFACE_INTERFERENCE abgebildet. Hierbei ist die Orientie-

rung der Flächennormalen entscheidend, um die Kontaktkräfte genau abbilden zu können. Die Blechdicke wurde in der Kontaktberechnung über eine zusätzliche *OFFSET*-Funktion eingestellt.

Für die Auszugssimulation wurde gemäß Bild 4-45c eine starre Zugscheibe über einen flächigen Kontakt (**CONTACT_TIED_SURFACE_TO_SURFACE*) mit der inneren Platine verbunden. Die Knoten der äußeren Platine wurden über Randbedingungen fixiert. Die innere und äußere Platine wurden symmetrisch vernetzt, da bei Verwendung eines unsymmetrischen Netzes größere Abweichungen im Blechdickenverlauf und bezüglich des Platinenkanteneinzugs beobachtet wurden. In der Kontaktkarte wurde ein segmentbasierter Kontakt (SOFT=2) eingestellt, um Knotenkontakte zu vermeiden. Die dabei entstehenden Kräfte werden durch den verwendeten Kontakt auf die Elemente und nicht ausschließlich auf die Knoten des Netzes übertragen. Zudem kann über die Kontaktkarte in *LS-Dyna* sichergestellt werden, dass keine haftenden oder klebenden Verbindungen während des Umformvorgangs entstehen (*IGAP* Einstellung).

Bei der Verwendung von Volumenelementen zur Modellierung der Verbindungskraft wurden die Platinen mit vier Integrationspunkten über der Blechdicke diskretisiert. Auf Netzadaptivität wurde erneut verzichtet, um die Anzahl der Neuvernetzungen zu minimieren. Die Kontaktformulierungen in *Deform* weisen im Vergleich zu *LS-Dyna* nur wenige Auswahlmöglichkeiten auf. Es wurde das Kontaktmodell (Master-Slave), welches auf dem Durchdringungsprinzip nach dem Feder-Dämpfer-Modell basiert (vgl. Kap. 2.5.1), verwendet.

4.4.3 Validierung der FEM-Modelle unter Verwendung von Schalenelementen

Simulation und Validierung des Tiefziehprozesses

In der ersten Stufe der Mehrstufensimulation (vgl. Bild 4-45a) wurden explizite Tiefziehsimulationen der drei beschriebenen Materialmodelle mit Hilfe der Software *LS-Dyna* durchgeführt. Einzelergebnisse der Tiefziehsimulationen sind in Form von Blechausdünnungen in Bild 4-46a/b dargestellt.

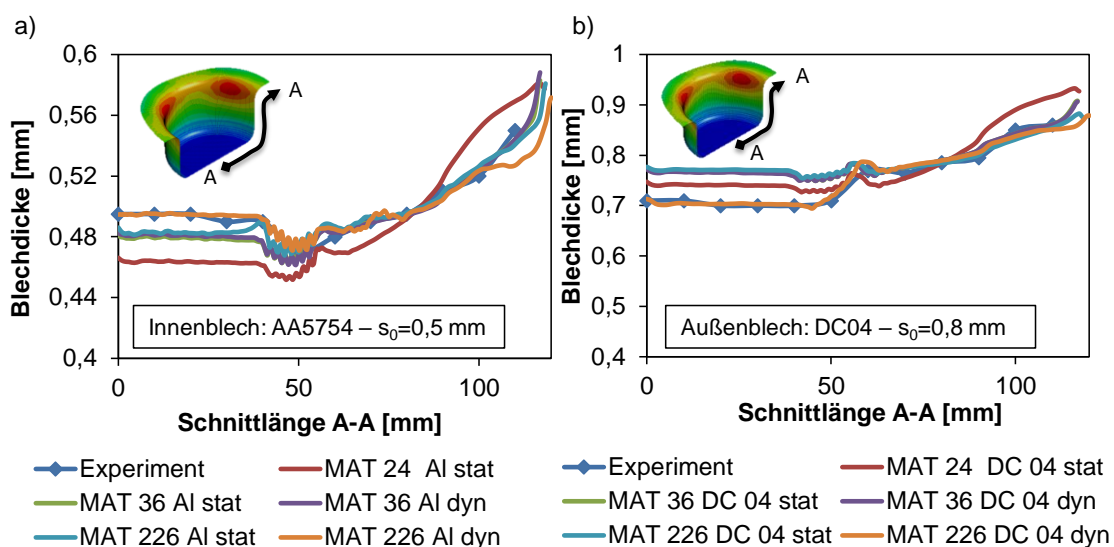


Bild 4-46: Validierung der FEM-Materialmodelle (Tiefziehen) mit unterschiedlicher Reibungsmodellierung mittels Blechdickenmessung: a) Innenblech AA5754 ($s_0=0,5$ mm); b) Außenblech DC04 ($s_0=0,8$ mm)

gestellt. Dabei wurden die genauesten Ergebnisse in Bezug auf die Blechausdünnung mit dem Materialmodell MAT_226 mit dynamischer (Gleit-) Reibungsmodellierung erzielt. Die dynamische (Gleit-) Reibungsmodellierung basiert dabei auf den in Bild 4-6 dargestellten flächenpressungsabhängigen Reibungszahlen, welche notwendig sind, um das komplexe Abgleitverhalten zwischen den Platinen während des Umformens zu beschreiben. Statische Reibungszahlen, welche oftmals in der Blechumformung eingesetzt werden, führen zu größeren bzw. unrealistischen Abweichungen im Blechdickenverlauf. Zur hinreichenden Abbildung des Blechdickenverlaufs von gemeinsam umgeformten, kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden wird daher die dynamische Reibungsmodellierung mit Gleitreibungszahlen nach *Kaminsky* empfohlen (vgl. Kap. 4.1.2). Die Haftreibungszahlen führen (wie bereits erwartet) zu einer zu hohen Blechausdünnung im Bauteil (nicht dargestellt).

Neben der Validierung der Blechdickenverläufe wurde der Kanteneinzug K_{KE} der kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde, welcher in Bild 4-47a/b dargestellt ist, ausgewertet. Auch hier zeigt das Materialmodell MAT_226 den relativ genauesten Platinkanteneinzug im Vergleich zu den anderen Materialmodellen. Das Materialmodell MAT_36 bietet jedoch einen guten Kompromiss aus Rechenzeit (CPU-Zeit: -37 %) und Abbildungsgenauigkeit.

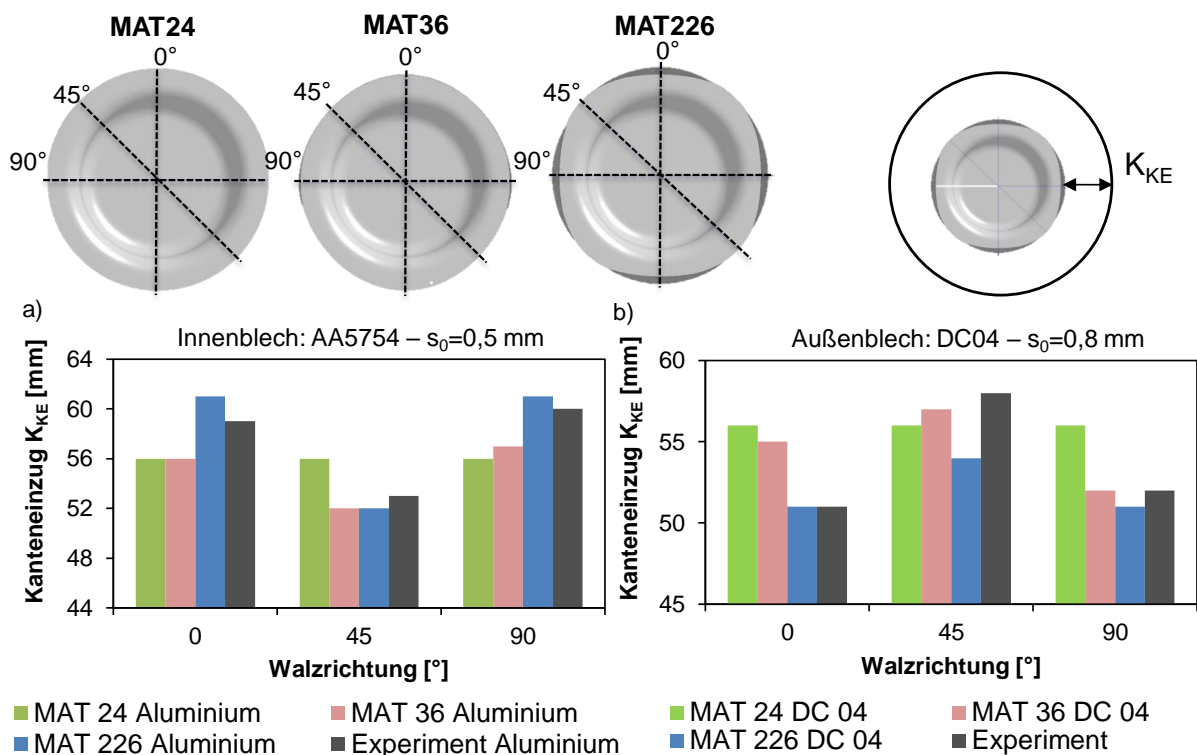


Bild 4-47: Validierung des Platinkanteneinzugs (Tiefziehen) für a) Innen- und b) Außenblech; Initialer Rondendurchmesser 200 mm

Die Unterschiede im Einlaufverhalten sind maßgeblich durch das unterschiedliche Verfestigungs- und Anisotropieverhalten begründet, sodass abschließend das Materialmodell MAT_226 für weitere Berechnungen verwendet wird.

Simulation und Validierung der Rückfederungsberechnung

Das unbekannte Rückfederungsverhalten der kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde wurde anschließend durch den in Kapitel 2.1.3 beschriebenen Split-Ring-Test nach ASTM E2492 validiert. Die Ringe wurden dazu mechanisch mittels einer Trennscheibe aus dem tiefgezogenen Verbund entnommen und von unten nach oben nummeriert (vgl. Bild 4-48). Die auszuwertende Zielgröße ist hierbei die Öffnung G eines horizontalen, schmalen Ringes. Zur Berechnung der Eigenspannungen des rotationssymmetrischen Bauteils wurde nach der expliziten Tiefziehberechnung eine separate, implizite Rückfederungsberechnung in *LS-Dyna* durchgeführt. Anschließend wurde das Bauteil in *LS-PrePost* axial und dann radial getrennt, bevor eine weitere Rückfederungsberechnung vorgenommen wurde. Zur Validierung der Rückfederungssimulation wurden jeweils drei Ringe aus dem kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbund entnommen. Die Bereiche der Radien wurden bei dieser Untersuchung nicht berücksichtigt. Mit zunehmender x -Komponente steigen die Eigenspannungen im Innen- sowie im Außenblech an, welches sich in einer Erhöhung der Öffnung G darstellt.

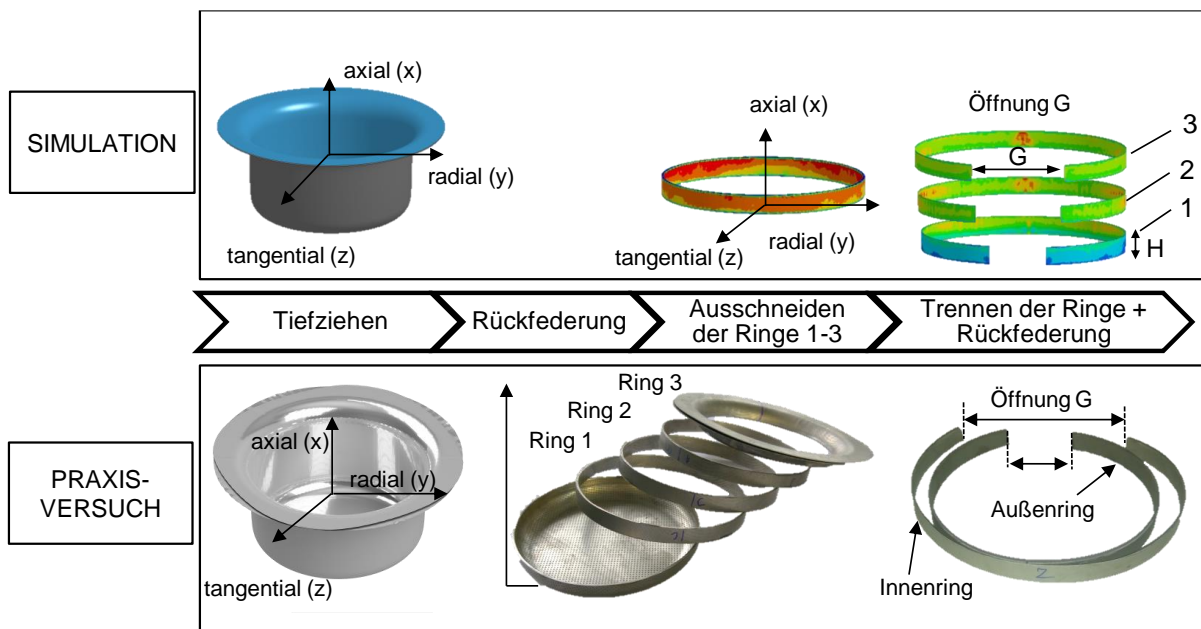


Bild 4-48: Validierung des impliziten Rückfederungsprozesses durch Simulation und Praxisversuch

Die Ringe 1 und 2 können hinreichend genau mit dem Materialmodell MAT_226 abgebildet werden, doch insbesondere Ring 3 weist größere Maßabweichungen zwischen Simulation und Experiment auf. Diese Abweichungen werden primär auf den mechanischen Trennprozess zurückgeführt, da die durch das Trennen eingebrachten Spannungen nicht numerisch abgebildet werden können. Zudem steigen die Tangentialspannungen im Bauteil mit zunehmender x -Koordinate an, welches die erhöhten, absoluten Abweichungen erklärt. Es wird vermutet, dass die Vorhersage der Eigenspannungen durch eine bessere Parametrisierung der kinematischen Verfestigung verbessert werden kann. Das Materialmodell MAT_24 zeigte, wie erwartet, die größte Abweichung, da die kinematische Verfestigung hier keine Berücksichtigung findet (vgl. Bild 4-49a/b).

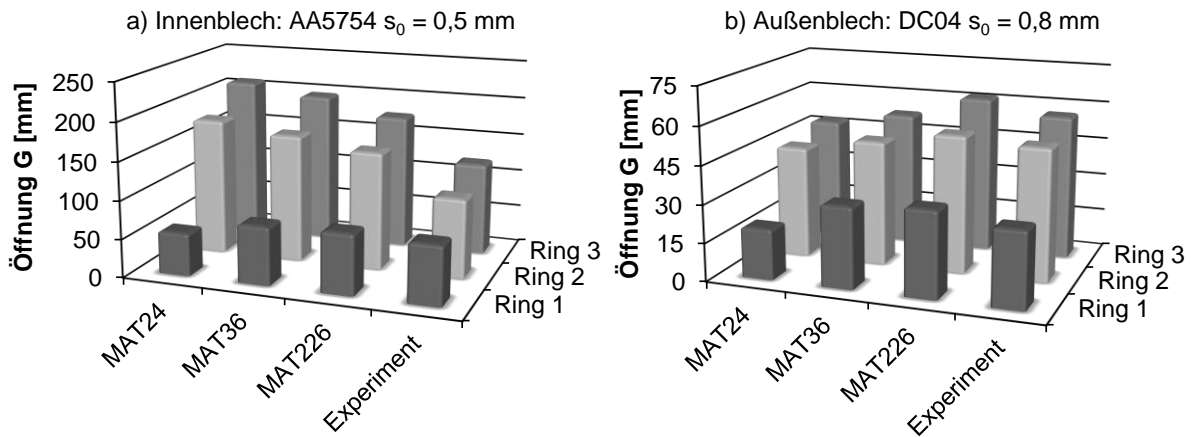


Bild 4-49: Bestimmung der Öffnung G der Ringe 1-3 für verschiedenen Materialmodelle (vgl. Kap. 4.4.1) für den a) innen- bzw. b) außenliegenden Napf

Simulation und Validierung des Auszugsversuchs

Zur Untersuchung der quasi-statischen Festigkeiten der mechanischen Fügeverbindungen der gemeinsam umgeformten Platinen wurde der oben beschriebene Auszugsversuch in *LS-PrePost* modelliert und simuliert, um eine Aussage über die Verbindungskraft des hier gegenständlichen mechanischen Fügeverfahrens auf numerischem Wege zu erhalten. Der kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbund wurde dabei durch eine starre Zugscheibe in der Zugprüfmaschine axial auseinandergezogen (vgl. Bild 4-45a-c). Die Klebeverbindung wurde ebenfalls numerisch abgebildet (1-K-Epoxidharz), um sicherzustellen, dass die Klebebindung keine kritische Zielgröße im Experiment darstellt. Es wurden zwei Kraftverläufe numerisch berechnet. Erstens, die Kraft zwischen den beiden Platinen, welche in Form einer resultierenden Kraft dargestellt ist. Zweitens, jene Kraft, welche auf die Zugscheibe wirkt und notwendig ist, um die beiden Nöpfe zu trennen. Die

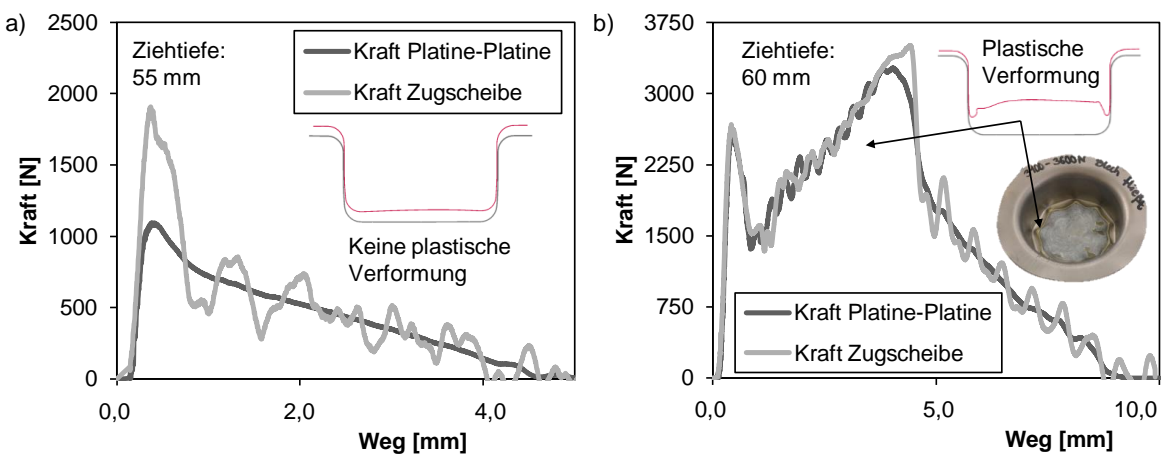


Bild 4-50: a) Kraft-Zeit-Verlauf eines Auszugsversuchs (DC04-AA5754, $s_0=0,8 \text{ mm}$ und $s_0=0,3 \text{ mm}$) ohne plastische Verformung des inneren Bodens; b) mit plastischer Verformung des inneren Bodens

Kraft des Zugstabes (vgl. Bild 4-50a) eignet sich besser als zentrale Auswertegröße, um die experimentellen Versuche zu validieren, da insbesondere die erste Kraftspitze relativ gut abgebildet werden kann. Der Nachteil dieser Zielgröße ist die numerische Dynamik, welche sich auf die Charakteristik des Kraftverlaufes (der Zugscheibe) auswirkt. Die FEM-Rechnung zeigt ebenfalls, dass bei großen Verpressungsverhältnissen eine plastische Verformung des Bodens einsetzt, welche numerisch vorhergesagt werden kann. In solchen Fällen wurde in praktischen Versuchen eine andere Methode zur Befestigung der Zugscheibe (z.B. durch Schweißpunkte) gewählt.

Die z-Komponente des Kraftvektors trägt am meisten zur Auszugskraft bei (vgl. Bild 4-51a). Die Unterschiede in x- und y-Richtung korrelieren hierbei direkt mit den Werten der Anisotropie des Blechwerkstoffs, d.h. große r-Werte führen zu großer Diskrepanz zwischen x- und y-Werten (nicht dargestellt). Bild 4-51b zeigt die numerisch berechneten Kraft-Weg-Verläufe für die drei Materialmodelle im direkten Vergleich mit der experimentell ermittelten Kraft-Weg-Kurve. Die konstante Traversengeschwindigkeit betrug in diesem Versuch 0,5 mm/s. Das Materialmodell MAT_226 bildet dabei den Kraft-Weg-Verlauf am besten ab, hingegen überschätzt das Materialmodell MAT_36 den Kraftverlauf aufgrund fehlender Kennwerte für die Wechselplastifizierung. Das isotrope Materialmodell MAT_24 zeigt die schlechteste Übereinstimmung, da weder die kinematische Verfestigung noch die Anisotropie des Blechwerkstoffs sinnvoll abgebildet werden können. Die Kraft-Weg-Kurven wurden mittels Polynomfunktionen geglättet. Die Vorhersagegenauigkeit der Kraftspitze, welche das Maximum in Bezug auf die Verbindungskraft darstellt, konnte somit validiert werden.

Arbeiten von *Kessler et al.*, welche sich mit der Vorhersage der Rückfederung (Maßabweichung) von einfachen Streifenbauteilen beschäftigen, kommen zu ähnlichen Erkenntnissen. Sie konstatieren, dass das Materialmodell von *Yoshida-Uemori* zwar die höchste Genauigkeit zur Abbildung der Rückfederung erreicht, jedoch in einigen Fällen das Materialmodell MAT_36 aufgrund der viel kürzeren Rechenzeit in Bezug auf die Maßabweichung ebenfalls ausreichend genaue Berechnungen liefert [Kes08].

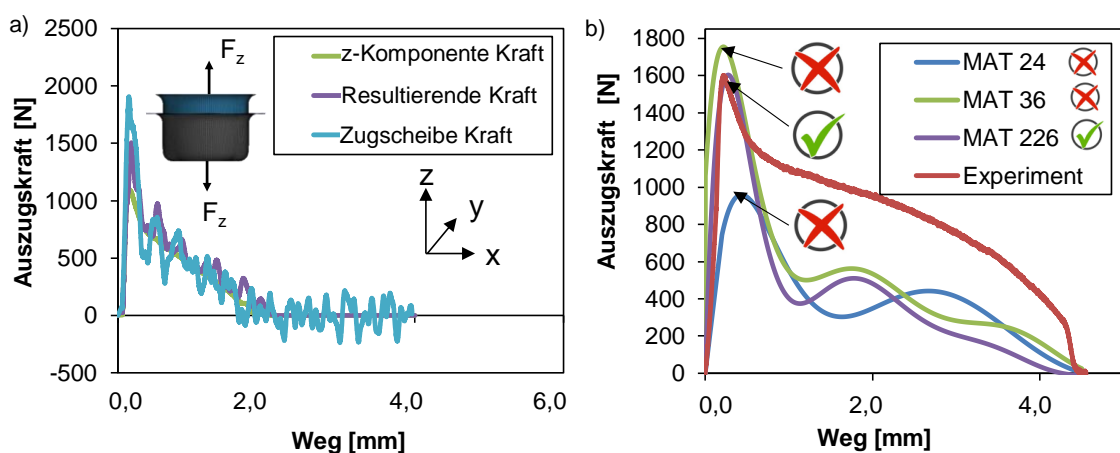


Bild 4-51: a) Kraft-Komponenten des Auszugsversuchs (MAT_36, $\mu=0,2$); b) Validierung des Auszugsversuchs mithilfe von Auszugskraft-Weg-Verläufen auf Basis unterschiedlicher Materialmodelle

Die hier beschriebene Mehrstufensimulation zeigt ausreichend genaue Ergebnisse und konnte somit validiert werden. Die Verbindungskraft von zwei gemeinsam tiefgezogenen Näpfen kann somit numerisch mit Schalenelementen in *LS-Dyna* berechnet werden.

4.4.4 Validierung der FEM-Modelle unter Verwendung von Volumenelementen

In diesem Unterkapitel wurde überprüft, inwiefern Volumenelemente in der FEM-Simulation verwendet werden können, um die Verbindungskraft zweier gemeinsam tiefgezogener Bauteile abbilden zu können. Zu diesem Zweck wurden die in Kapitel 4.1 ermittelten Reibungsmodelle 1-4 und Kennwerte für die kinematische Verfestigung aus den Zug-Druck-Versuchen (vgl. Kap. 4.1.3) validiert.

Simulation und Validierung des Tiefziehprozesses

Als erstes Kriterium zur Validierung der Tiefziehreferenzsimulation – ähnlich der Simulation mit Schalenelementen - wurden die numerischen Blechdickenverläufe der innenliegenden Platine AA5754 ($s_0=0,5$ mm) und der außen liegenden Platine DC04 ($s_0=0,8$ mm) exemplarisch für eine Ziehtiefe von 57 mm experimentell überprüft (vgl. Bild 4-52). Die Schnittlänge wurde dabei entlang der Symmetrieachse des Napfes aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass die numerisch ermittelten Blechdickenverläufe quantitativ mit den experimentell ermittelten Werten relativ gut übereinstimmen. Es sind kleine Differenzen im Blechdickenverlauf der inneren und der äußeren Platine zu erkennen, welche aus der Kontaktbedingung bei der Umformung, welche ein Abgleiten und Ablösen der beiden Bleche voneinander beim Tiefziehen verhindern, entstanden sind.

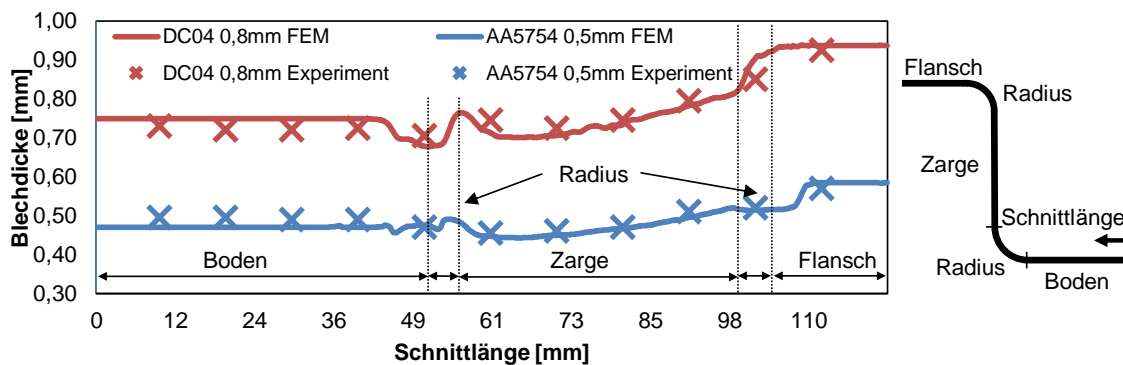


Bild 4-52: Blechdickenverlauf über der Schnittlänge zur Validierung der Tiefziehsimulation unter Verwendung von Volumenelementen für die Werkstoffkombination DC04 ($s_0=0,8$ mm) und AA5754 ($s_0=0,5$ mm)

Anschließend wurde eine implizite Rückfederungsberechnung im Berechnungsprogramm *Deform* durchgeführt. Dazu wurden drei Knoten im Bodenbereich des äußeren Napfes fixiert und alle Randbedingungen, welche für den Tiefziehprozess definiert wurden, entfernt. Auf diese Weise stellt sich die flächige Verpressung zwischen den beiden Näpfen ein. Eine Validierung der Eigenstressungen durch den Split-Ring-Test ist in *Deform* jedoch nicht möglich, da die Näpfe in *Deform* nicht wie in *LS-Dyna* numerisch getrennt werden können.

Simulation und Validierung des Auszugsversuchs

Die tribologischen Verhältnisse zwischen den beiden Platinen und die kinematische Verfestigung der innen- und außenliegenden Platine wurden bereits in Kapitel 4.1.2 und 4.1.3 untersucht. Die dort ermittelten Parameter wurden für die Tiefziehsimulation und für die Simulation des Auszugsversuchs verwendet. In diesem Kapitel werden Auszugskraft-Weg-Verläufe verwendet, um die Reibungsmodellierung bzw. die verwendeten Parameter der kinematischen Verfestigung in der Simulation zu validieren.

Validierung der Reibungsmodelle aus Kap. 4.1.2

Bild 4-53a zeigt, dass die Auszugskraft bzw. Verbindungskraft mit dem dynamischen Reibungsmodell (RM2), aber auch mit einer konstanten Reibungszahl μ quantitativ relativ genau bestimmt werden kann. Die konstante Reibungszahl stellt hier den Mittelwert aus den einzelnen Reibungszahlen der Flächenpressungen 1, 5, 10, 15 und 20 MPa dar (vgl. Kap. 4.1.2). Es war daher sinnvoll, flächenpressungsabhängige Streifenziehversuche durchzuführen, um eine realitätsnahe Abbildung des tribologischen Systems zwischen den beiden Platinen bzw. Näpfen erhalten und bewerten zu können. Die dynamische Reibungsmodellierung (RM2) liefert somit keine genaueren Ergebnisse im Vergleich zur Modellierung mit konstanten Reibungszahlen in Bezug auf die Auszugskraft. Eine Modellierung mit Haftreibungszahlen (RM3/RM4) führt zu großen Abweichungen des Auszugskraft-Weg-Verlaufs und kann daher verworfen werden. Es wurde anfänglich vermutet, dass die Haftreibungszahl einen erheblichen Einfluss auf die Losbrechkraft im Auszugsversuch zeigt. Diese Vermutung kann somit nicht bestätigt werden und zeigt, dass Haftreibungszahlen bei der Ermittlung der Verbindungskraft von gemeinsam tiefgezogenen Verbunden nicht berücksichtigt werden müssen (vgl. Bild 4-53a/b).

Bei Verwendung von höherfesten Blechwerkstoffen (vgl. Bild 4-53b) wird diese Auszugskraft nach dem Gemeinsamtiefziehen leicht unterschätzt, da im vorliegenden Zugtest Mischreibung aus einem großen Anteil aus Gleit- und einem kleineren Anteil an Haftreibung vorliegt. In den Auszugsversuchen zeigt sich dieser Effekt durch *Stick-Slip*, also stockend-rutschendes Ausziehen. Für die optimale Abbildung der Auszugskraft ist daher eine geringfügig höhere Reibungszahl in der Simulation notwendig. Die Reibungszahl für die Werkstoffkombination AA5754/DC04 kann daher mit $\mu=0,2$ und für die Werkstoffkombination DP1000/DC04 mit $\mu=0,15$ angenommen werden. Somit konnte abschließend gezeigt werden, dass die in Kapitel 4.1.2 durchgeführten Streifenziehversuche notwendig sind, um eine geeignete Reibungszahl für den Auszugsversuch zu ermitteln. Eine dynamische Reibungsmodellierung ist nicht zwingend erforderlich. Die Mittelwertbildung von drei bis fünf Reibungszahlen, welche in Anhängigkeit verschiedener Flächenpressung aufgenommen wurden, zeigten eine ausreichende Genauigkeit in Bezug auf die Auszugskraft. Die Abweichung des Kraft-Weg-Verlaufs zwischen Experiment und Simulation betrug weniger als 5% in Bezug auf die Maximalkraft bei Verwendung von Gleitreibungszahlen.

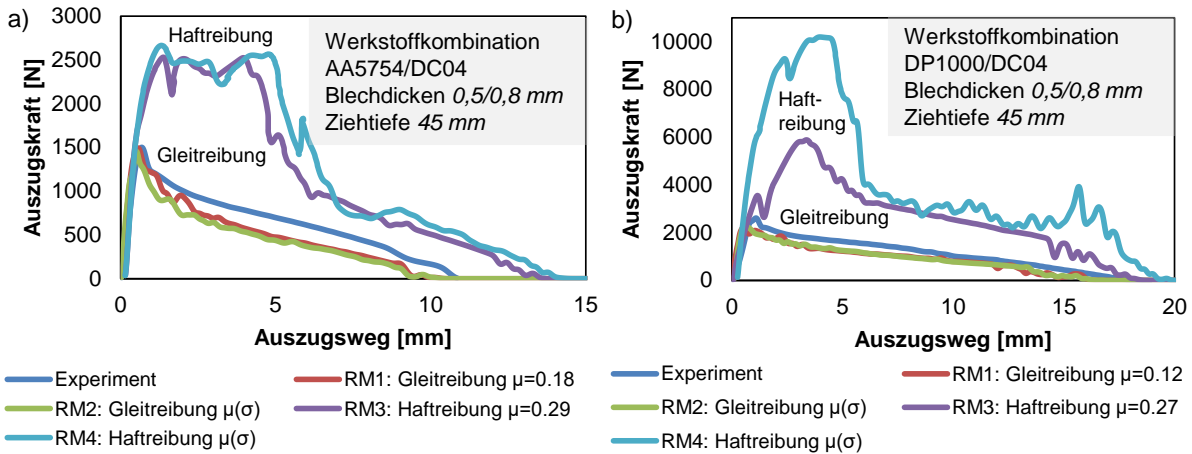


Bild 4-53: Auszugskraft-Weg-Diagramm zur Validierung der Reibungsmodelle mithilfe der Auszugsversuche: a) Werkstoffkombination AA5754/DC04; b) Werkstoffkombination DP1000/DC04

Validierung der Auszugskraft unter Verwendung der Parameter für die kinematische Verfestigung

In einem weiteren Schritt wurden die experimentell ermittelten Parameter für die kinematische Verfestigung in Bezug auf die Verbindungskraft der gemeinsam umgeformten Bauteile validiert. In Anlehnung an Kapitel 4.1.3 wurden dazu die Parameter für das *Chaboche*-Modell verwendet. Bild 4-54a/b zeigt, dass unter Verwendung der experimentell ermittelten Parameter eine gute Abschätzung der Verbindungskraft vorgenommen werden kann. Der Kurvenverlauf für die „weiche“ Werkstoffkombination (vgl. Bild 4-54a) zeigt nur geringe Unterschiede im Kraftverlauf. Ähnliche Beobachtungen erfolgten bereits in Kapitel 4.2. Bei höherfesten Blechwerkstoffen ist dieser Effekt signifikanter, sodass hier Unterschiede in der Vorhersage des Kraftmaximums aufgezeigt werden konnten. Diese Aussage ist von Bedeutung, da die aufwendige Ermittlung der Parameter für das *Chaboche*-Modell (bzw. das *Yoshida-Uemori*-Modell; vgl. Kap. 4.4.3) für weiche Werkstoffe zur Vorhersage der Verbindungskraft nicht zwingend erforderlich ist.

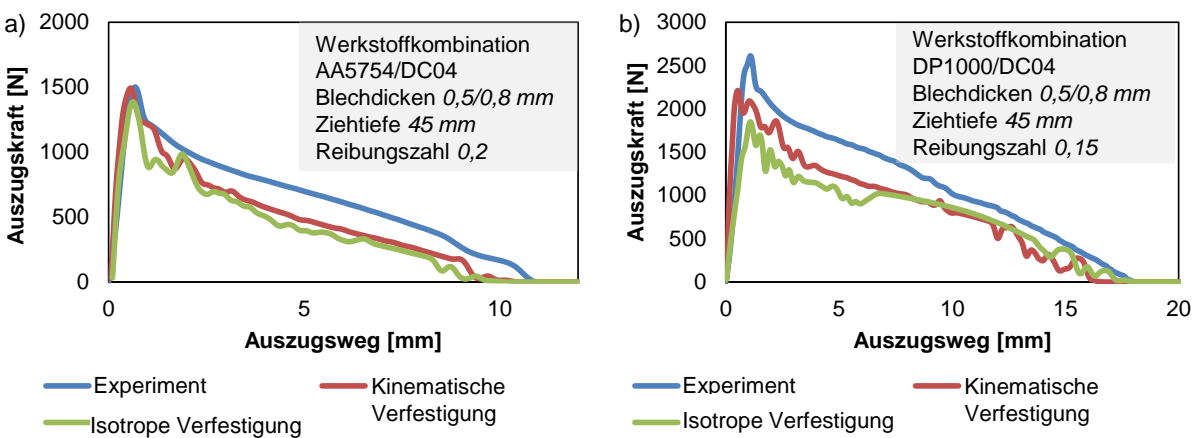


Bild 4-54: Auszugskraft-Weg-Diagramm zur Validierung der kinematischen Verfestigung im Vergleich zu der isotropen Verfestigung anhand der Auszugsversuche für die Werkstoffkombination a) AA5754/DC04; b) DP1000/DC04

Das *Chaboche*-Modell verfügt dabei nur über zwei Parameter (C , γ – vgl. Kap. 0), sodass die Vorhersagegenauigkeit im Vergleich zum *Yoshida-Uemori*-Modell (Simulation mit Schalenmodell) in Relation zu dem deutlich geringeren Versuchsaufwand für die Parameterbestimmung nur geringfügig schlechtere Ergebnisse liefert (vgl. Kap. 4.4.3). Für die nachfolgenden Sensitivitätsanalysen in Kapitel 4.5 können daher Volumenelemente mit einer Verfestigungsmodellierung des Werkstoffs nach *Chaboche* verwendet werden.

4.4.5 Einfluss der Struktursteifigkeit des Bauteils auf die Verbindungskraft

In diesem Kapitel wurde der Einfluss der Struktursteifigkeit eines Bauteils auf die Verbindungskraft von gemeinsam gefügten Verbunden betrachtet. Die Struktursteifigkeit C ist dabei als Quotient aus Querkraft F und lokaler Verschiebung δ definiert. Ziel der folgenden Untersuchung bildet die Ermittlung der Korrelation zwischen der Struktursteifigkeit des Bauteils, der gekrümmten (Bauteil-) Fläche, der Ziehtiefe des Bauteils und der Verbindungskraft der gemeinsam umgeformten Bauteile mithilfe der Software *ANSYS Workbench (Release 17)*. Um die Wechselwirkungen der genannten Parameter zu bestimmen, wurden die numerisch ermittelten Struktursteifigkeiten mit den in Kap. 4.3.3 experimentell bestimmten Verbindungskräften bzw. Auszugskräften korreliert.

Aufbau der strukturmechanischen Simulation zur Berechnung der Struktursteifigkeit

Der Einfluss der Struktursteifigkeit des Bauteils auf die Verbindungskraft gemeinsam tiefgezogener Mehrschichtverbunde wurde mithilfe der in Bild 4-56 dargestellten Bauteilgeometrien untersucht. Durch die Veränderung der Struktur bzw. der Bauteilform wurde die Struktursteifigkeit und gleichzeitig auch die gekrümmte Bauteilfläche verändert. Diese wurden bereits in vorherigen Kapiteln als signifikante Parameter ermittelt. Neben den bereits in anderen Kapiteln verwendeten geschlossenen Bauteilgeometrien wurden auch offene Bauteilgeometrien analysiert, da in Voruntersuchungen bereits festgestellt wurde, dass offene Bauteilgeometrien nur geringe Verbindungskräfte gemeinsam tiefgezogener Bauteile aufwiesen (vgl. Randbedingungen in 4.3.1).

Die hybriden Bauteile bestehen dabei aus zwei Einzelbauteilen (jeweils für das Innen- und Außenblech) und wurden in *ANSYS* mit Volumenelementen vernetzt mit dem Ziel, die Struktursteifigkeit in Abhängigkeit einer äußeren Belastung auf das Bauteil zu ermitteln. Es wurden verschiedene Vernetzungsarten verwendet (Quader-/Pyramidenform, Tetraeder, hexagonal), um auszuschießen, dass die Diskretisierung der Bauteilvolumina einen signifikanten Einfluss auf die Struktursteifigkeit aufweist. Eine Diskretisierung mit Quader- bzw. Pyramidenelementen (*Sweep*-Methode) erwies sich dabei als bester Kompromiss aus Rechenzeit und Genauigkeit.

Die Struktursteifigkeit der rotationssymmetrischen Bauteile wurde durch eine punktuelle Verschiebung des Nafes in einer Universalprüfmaschine im Experiment ermittelt (vgl. Bild 4-55c). Dabei wurde der Flansch des Nafes flächig eingespannt und eine Druckkraft punktuell in den Napf eingeleitet. Die Validierung der Struktursteifigkeitssimulation erfolgte auf Basis von Stei-

figkeit-Verschiebungs-Verläufen von Näpfen aus mehreren Blechwerkstoffen (Aluminium AA5754, Stahl DC04) und unterschiedlichen Geometrien (rotationsymmetrischer Napf, Rechteck-

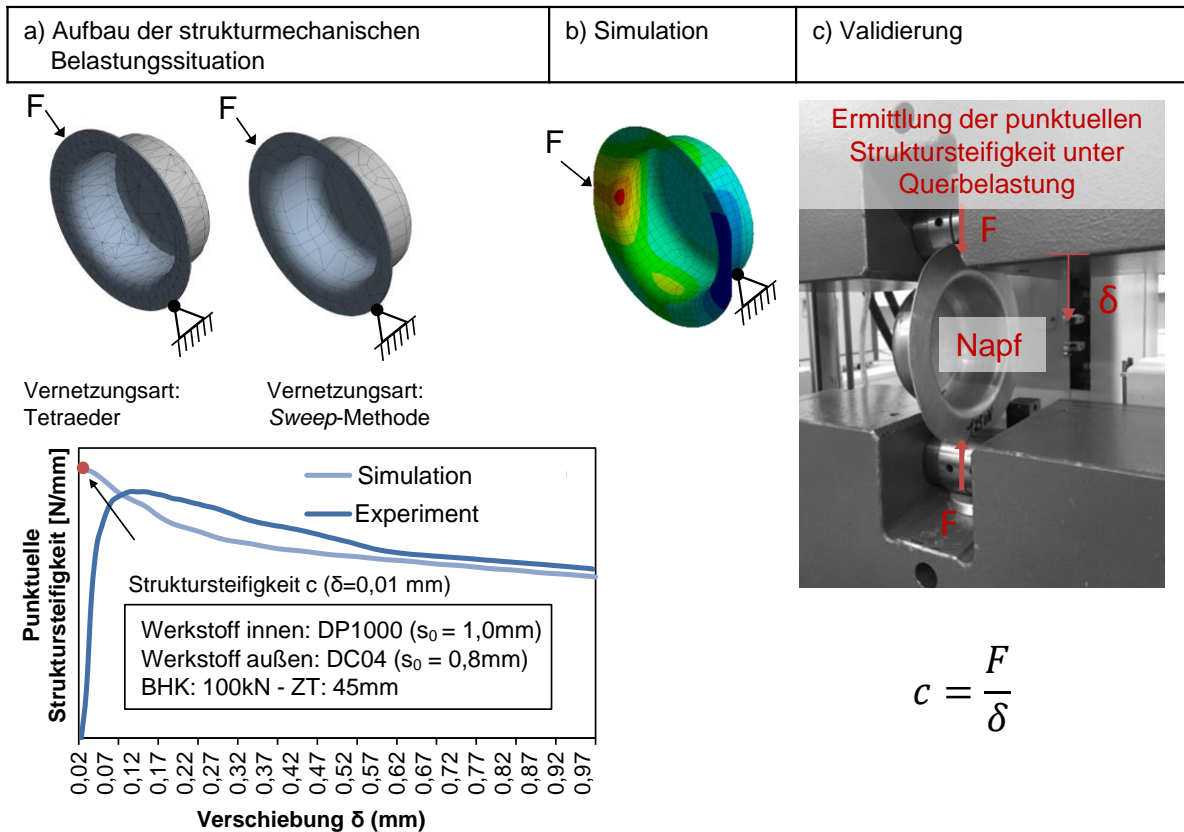


Bild 4-55: a) Aufbau der strukturmechanischen Belastungssituation; b) Simulationsaufbau in *Ansys Workbench*; c) Validierung der Simulation durch Messung der Struktursteifigkeit

napf). Die lokale Struktursteifigkeit zeigt mit zunehmender Verschiebung eine stetige Abnahme in der Struktursteifigkeit. Die Verschiebung wurde mit $\delta=1$ mm in der Simulation vorgeben, da aus vorherigen Untersuchungen bereits bekannt war, dass der Hybridnapf nur eine geringe Rückfederung in radialer bzw. tangentialer Richtung von maximal 0,3 mm zeigt (vgl. *AutoForm* Simulation aus Anhang 8.12). Um eine Vergleichbarkeit der Struktursteifigkeit von verschiedenen Bauteilgeometrien zu gewährleisten, wurde der Betrag der Struktursteifigkeit jeweils bei einer infinitesimalen Verschiebung von $\delta=0,01$ mm berechnet. Die berechnete Struktursteifigkeit ist in Bild 4-55a als roter Punkt dargestellt.

Bild 4-56 zeigt die unterschiedlichen geschlossen und offenen Bauteilgeometrien, welche in diesem Kapitel verwendet wurden, um den Einfluss von der Struktursteifigkeit auf die Verbindungskraft zu ermitteln. Bild 4-56 stellt die unterschiedlichen Kraftangriffspunkte in Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie dar. Nicht rotationssymmetrische Bauteile wurden an zwei verschiedenen Stellen untersucht, um die minimale Struktursteifigkeit des Bauteils zu berechnen.

Bild 4-57 stellt die Ergebnisse der strukturmechanischen Analyse in Bezug auf die Struktursteifigkeit und Verbindungskraft in Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie und der Ziehtiefe dar. Die numerische Analyse zeigt, dass scheinbar eine minimale Struktursteifigkeit von 3000 N/mm er-

reicht werden muss, um zumindest eine schwache Verbindungskraft zwischen den Bauteilen zu erzielen. Offene Bauteilgeometrien sind demnach – wie bereits in Kapitel 4.3.1 erwähnt – nicht geeignet, um zwei Ziehtteile flächig miteinander wirkungsvoll zu fügen. Die Struktursteifigkeit

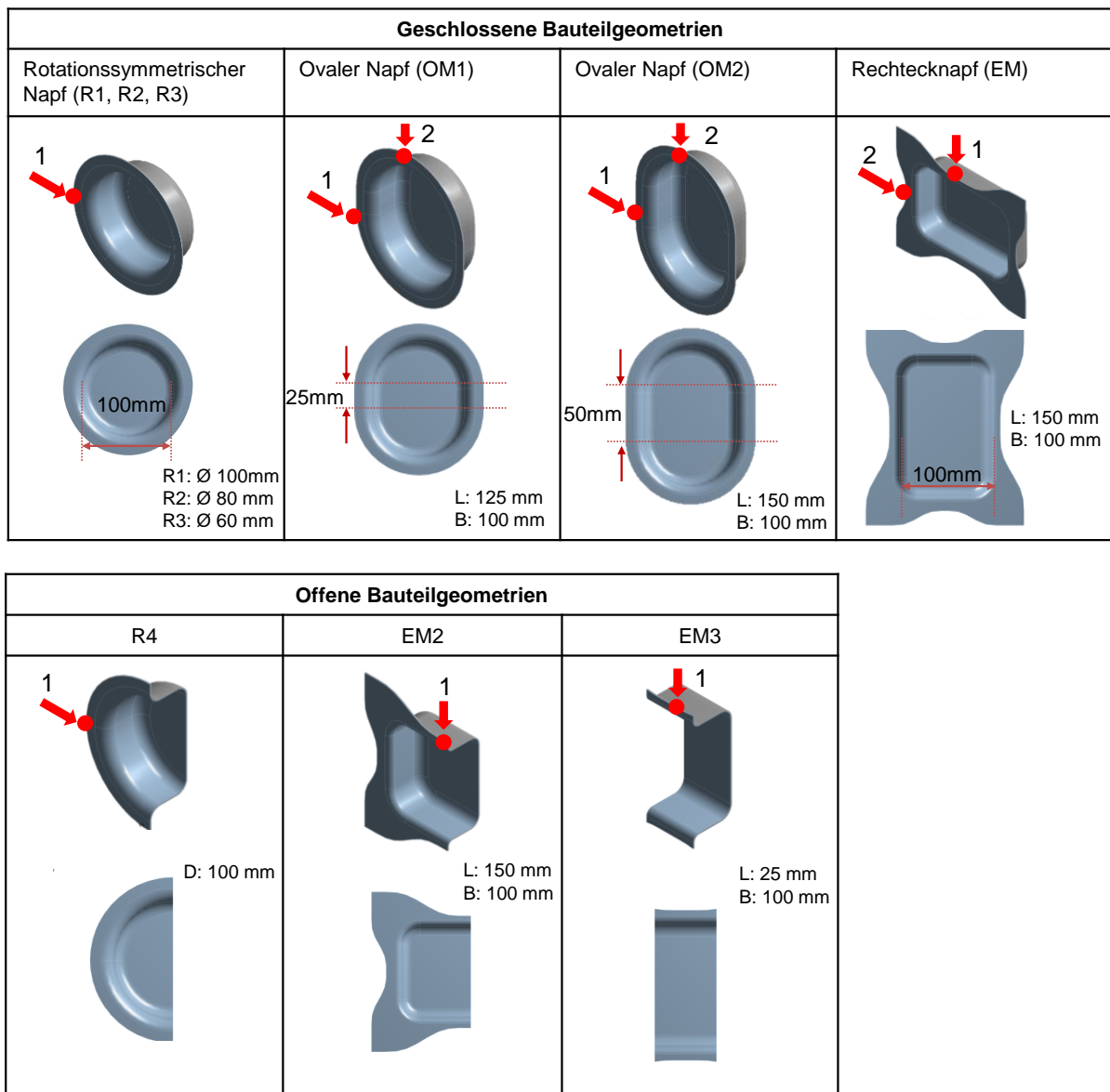


Bild 4-56: Untersuchte Bauteilgeometrien für die Struktursimulation zur Ermittlung der geometriebedingten Struktursteifigkeit der dargestellten Bauteile

zeigt zudem eine signifikante Abhängigkeit von der Ziehtiefe (vgl. Anhang 8.13). Dabei verringert sich die Struktursteifigkeit mit abnehmendem Durchmesser und abnehmender Ziehtiefe der Bauteile. Dieser Reduktion sind jedoch Grenzen gesetzt; so zeigt die Struktursteifigkeit von einem rotationssymmetrischen Napf mit dem Durchmesser von 60 mm nahezu keine Abhängigkeit von der Ziehtiefe. Die wesentlichen Erkenntnisse aus diesen Simulationen zeigen:

- Offene Bauteilgeometrien übertragen keine Verbindungskräfte zwischen den Näpfen.
- Mit ansteigender Ziehtiefe steigt die Verbindungskraft zwischen den umgeformten Näpfen ($\approx 300 \text{ N/mm}$).

- Kleine Ziehtiefen führen zu hohen Steifigkeiten, aber geringen Auszugskräften. Die geringen Auszugskräfte können durch kleine Bauteildurchmesser (< 60 mm) teilweise kompensiert werden (nähere Zusammenhänge siehe nächster Abschnitt).

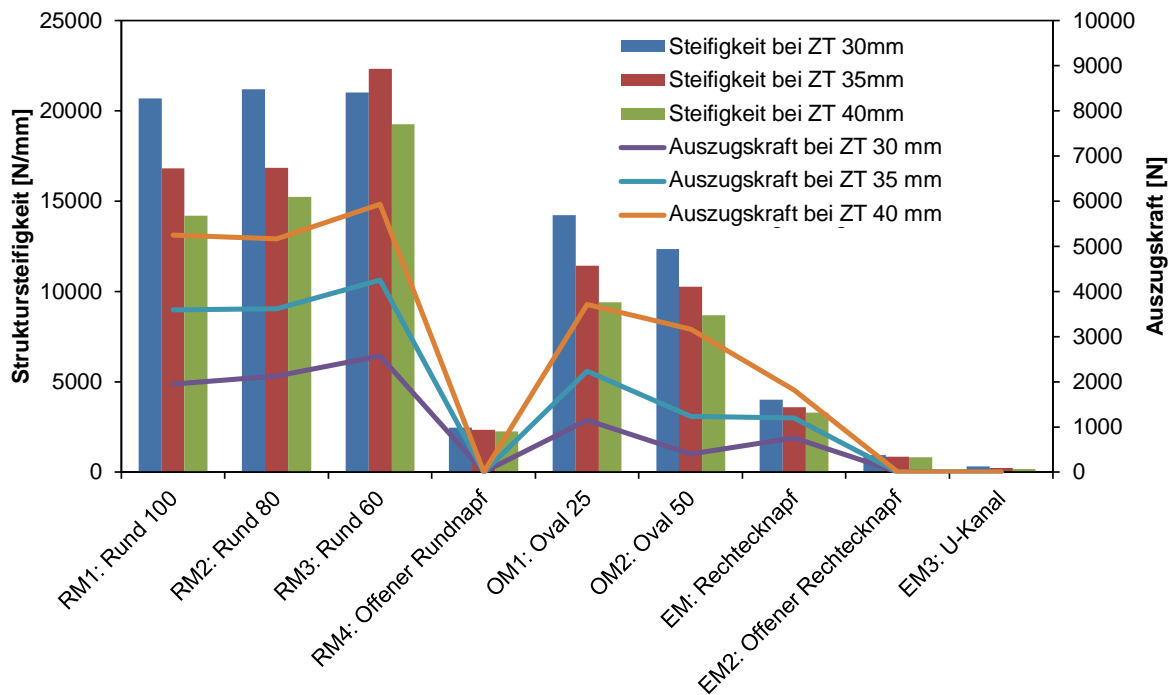


Bild 4-57: Korrelation zwischen (minimaler) Struktursteifigkeit und der Verbindungskraft (Auszugskraft) der gemeinsam tiefgezogenen Bauteile

Korrelation zwischen Struktursteifigkeit, Mantelfläche, Ziehtiefe und der Verbindungskraft

Durch die Belastungssimulation mittels *ANSYS Workbench* lassen sich Zusammenhänge zwischen der Geometrie des Bauteils und seiner der Struktursteifigkeit erkennen. Da diese Wechselwirkungen nicht offensichtlich zu erkennen sind, wurde die statistische Software *Minitab* eingesetzt, um mögliche Korrelationen zu finden. Bild 4-58 stellt diese Zusammenhänge in einem Wechselwirkungsdiagramm dar. Die Geometrie (RM1-EM3; vgl. Bild 4-56) wurde dabei als kategorialer Faktor über einer stetigen Antwortvariable (Auszugskraft/Verbindungskraft) über anderen Faktoren (Ziehtiefe, Struktursteifigkeit, gekrümmte Fläche) aufgetragen. In diesem Diagramm werden Mittelwerte für die Stufen eines Faktors auf der x-Achse und die verschiedenen Bauteilgeometrien in Form unterschiedlicher Kurven angezeigt.

Die in Bild 4-58 dargestellten Wechselwirkungen zwischen den vier Parametern lassen folgende zentrale Aussagen zu:

- Aussage 1 (Bild 4-58a): Rotationssymmetrische Bauteile weisen im Vergleich zu nicht rotationssymmetrischen Bauteilen größere Verbindungskräfte (Auszugskräfte) auf, welche wiederum auf die größere Krümmung der Bauteilwand zurückzuführen sind (vgl. Kap. 4.3.6).

- Aussage 2 (Bild 4-58a): Bei rotationssymmetrischen Bauteilen hängt die Verbindungskraft ausschließlich von der Ziehtiefe und nur geringfügig vom Durchmesser ab.
- Aussage 3 (Bild 4-58b/c): Die Struktursteifigkeit und die gekrümmte Bauteilmantelfläche verhalten sich invers zueinander, sodass dieser Effekt aus Aussage 2 erklärt werden kann.
- Aussage 4 (Bild 4-58d): Bei gleichzeitiger Erhöhung der Struktursteifigkeit und der Ziehtiefe ändert sich die Verbindungskraft signifikant.
- Aussage 5 (Bild 4-58e): Die Verbindungskraft zeigt in Abhängigkeit von der gekrümmten Bauteilmantelfläche und der Ziehtiefe einen Scheitelwert.

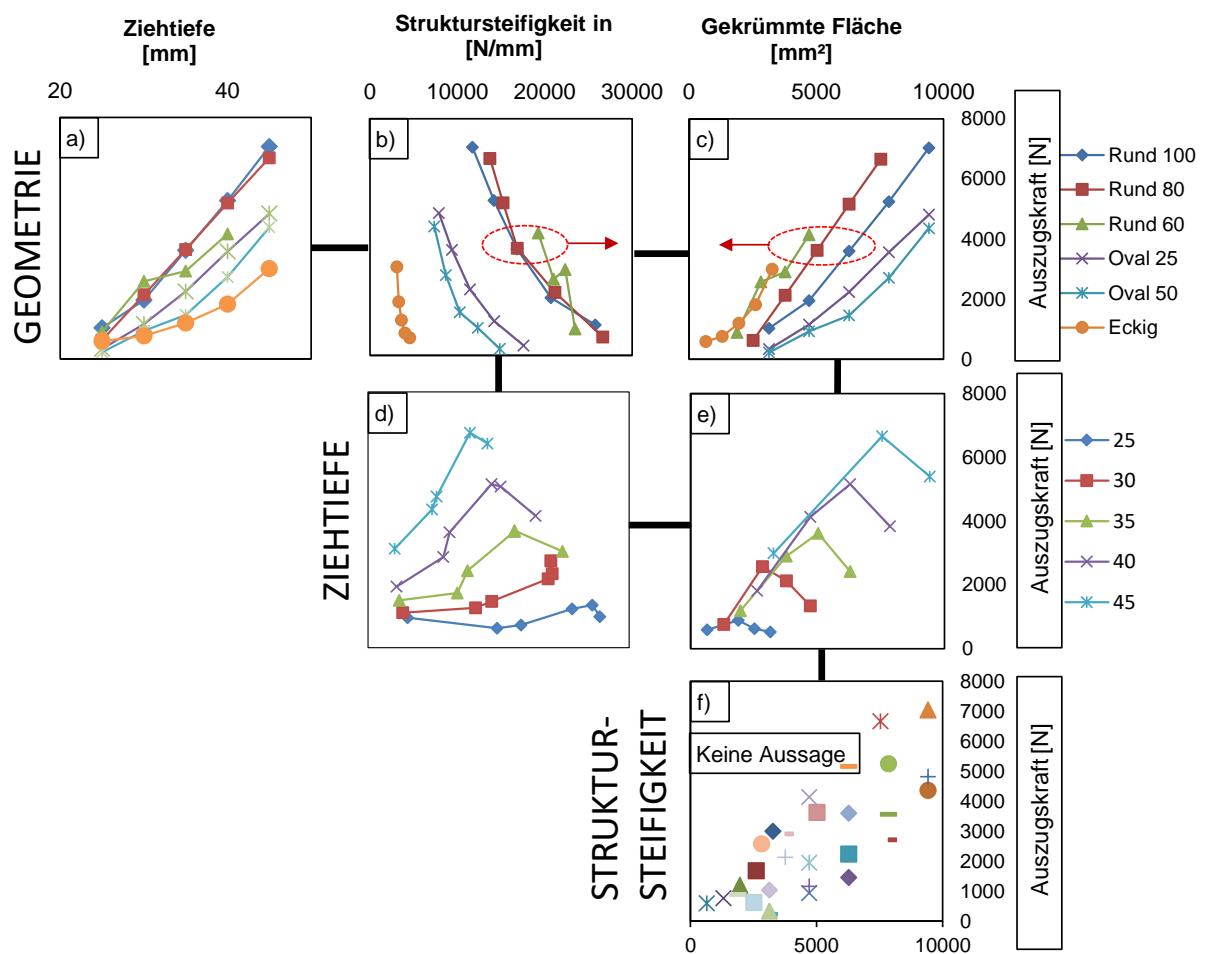


Bild 4-58: a-f) Wechselwirkungsdiagramme zwischen der Verbindungskraft (Auszugskraft), der Ziehtiefe, der Struktursteifigkeit der Bauteile und der Bauteilgeometrie

Es konnte somit gezeigt werden, dass die Ziehtiefe und die Bauteilgeometrie eine zentrale Rolle in der Charakterisierung der Verbindungskraft beim *Gemeinsamtiefziehen* spielen. Die Kennwerte Ziehtiefe, Struktursteifigkeit und gekrümmte Fläche wurden eingeführt, um die verschiedenen Bauteilgeometrien mit möglichst objektiven Kriterien zu beschreiben. Die hier dargestellte Wechselwirkungsdiagramme können für eine schnelle Abschätzung der Verbindungskraft in Abhängigkeit der vier genannten Parameter verwendet werden. Es wird beispielsweise ersichtlich, dass zylindrische Näpfe mit großen Durchmessern (z.B. 100 mm) eine relativ große Verbindungskraft zeigen. Kleinere Durchmesser verringern diese Verbindungskraft wie auch das Hinzufügen von

geraden Ziehumrissen (ovale Geometrien). Rechteckige Näpfe führen aufgrund der geringen Struktursteifigkeit zu einer relativ geringen Verbindungskraft.

Im folgenden Kapitel wurde abschließend ein Prognosemodell zur Vorhersage der Verbindungskraft auf den in Kapitel 4.3.5 identifizierten Haupteinflussfaktoren aufgestellt und validiert.

4.5 Sensitivitätsanalyse und Ableitung von Metamodellen zur Prognose der Verbindungskraft von gemeinsam umgeformten Bauteilen

Das *Gemeinsamtiefziehen* ist von einer Reihe werkstoffspezifischer und verfahrenstechnischer Parameter abhängig, welche durch eine Sensitivitätsanalyse detektiert und mit der Verbindungskraft korreliert werden können. Die reduzierten Parameter, welche durch das *Screening* bereits definiert wurden, wurden anschließend über stochastische Simulationen in Metamodelle transformiert, welche die Interaktion der für das Verfahren relevanten Parameter beschreiben.

Ziel war es dabei, ein Modell zur Vorhersage der Verbindungskraft in Abhängigkeit der relevanten verfahrens- und werkstoffspezifischen Parameter wie etwa der Ziehtiefe, Werkstoffkombination oder der Blechdicke zu erhalten. Die Metamodelle zur Prognose der Verbindungskraft (vgl. Kap. 2.1.1) wurden dabei erst für einzelne Werkstoffkombination abgeleitet und später durch werkstoffspezifische Kennwerte auf ein allgemeines, generalisiertes Modell übertragen. Abschließend werden die Modelle durch die experimentellen Versuche (vgl. Kapitel 4.3) validiert und Maßnahmen zur Optimierung der Modelle vorgestellt.



Bild 4-59: Vorgehensweise zur Ableitung von Meta- und Prognosemodellen zur Abschätzung der Verbindungskraft gemeinsam umgeformter Bauteile

Die dafür gewählte Vorgehensweise ist in Bild 4-59 dargestellt. Die Versuchsplanung der relevanten Parameter wurde mittels des Programmcodes *OptiSLang* der Firma *Dynardo* durchgeführt. Um eine geeignete Anbindung an die Simulationssoftware *Deform* zu erhalten, wurden Skripte in *MS Excel* geschrieben. Der numerische Simulationsplan wurde abschließend in die Software *OptiSLang* importiert, um Meta- und Prognosemodelle zur Vorhersage der Verbindungskraft von gemeinsam umgeformten Blechbauteilen bestimmen zu können.

4.5.1 Screening und Validierung der Einflussfaktoren auf die Verbindungskraft

Um die Qualität des bereits validierten FEM-Modells aus Kapitel 4.4.3 zu bewerten, wurden die im Versuchsplan aus Kapitel 4.3.4 dargestellten Versuchsabläufe ebenfalls numerisch simuliert.

Somit konnte sichergestellt werden, dass die Nominalsimulation nicht zufällig mit dem Experiment übereinstimmt. Der verwendete numerische Screening-Versuchsplan ist in Tab. 4-7 dargestellt. Beim Screening werden die Faktorstufen auf die Extremwerte (+1: hoch / -1: tief) gesetzt, um den Einfluss auf die Verbindungskraft erkennen zu können.

Tab. 4-7: Screening-Versuchsplan für die Werkstoffkombination AA5754/DC04 und 1.4301/DC04

Nr.	Faktoren	Symbol	Faktorstufe		Einheit	Faktorart	Grad der Veränderbarkeit
			-1	+1			
Werkstoffliche Parameter							
Werkstoff außen: DC04 – Blechdicke: 0,8 mm (konstant)							
1.	Werkstoff innen	W	AA5754	1.4301	[mm]	kategorial	mittel
2.	Blechdicke	s ₀	0,3	0,5	[mm]	kategorial	mittel
Prozesstechnische Parameter							
2.	Blechhalterkraft	BHK	50	100	[kN]	quantitativ	leicht
3.	Tribologie	μ	0,1	0,35	[g/m ²]	quantitativ	leicht
4.	Geschwindigkeit	v	1	100	[mm/min]	quantitativ	leicht
5.	Ziehtiefe	ZT	35	57	[mm]	kategorial	leicht
6.	Anisotropie	R	in WR	90° zur WR	[-]	quantitativ	leicht
Werkzeug- und Werkstückgeometrie							
7.	Ziehspalt	z	2	3,5	[mm]	kategorial	mittel

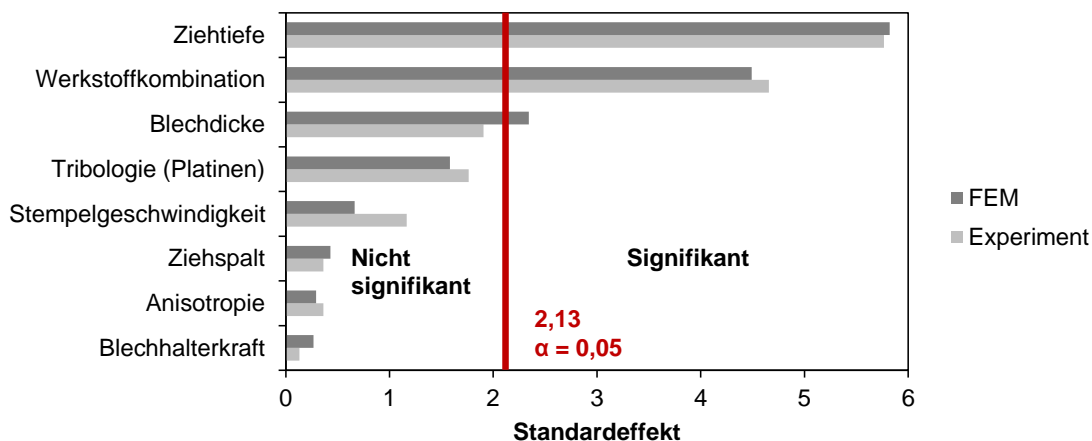


Bild 4-60: Validiertes Screening der Haupteinflussfaktoren auf die Verbindungskraft

Das Ergebnis des numerischen Screenings identifiziert die Ziehtiefe, die Werkstoffkombination, die Blechdicke und die Tribologie als Haupteinflussgrößen in Bezug auf die Verbindungskraft zweier gemeinsam tiefgezogener Bauteile (vgl. Bild 4-60). Der Standardeffekt der Haupteinflussfaktoren zwischen numerischer Simulation und dem Experiment konnte mit relativ guter Genauigkeit abgebildet und konnte somit validiert werden. Die validierten Haupteinflussfaktoren wurden im Versuchsplan des folgenden Kapitels verwendet.

4.5.2 Verwendeter Versuchsplan für die Sensitivitätsanalysen

Auf Basis der als signifikant erachteten Haupteinflussgrößen aus Kapitel 4.5.1 wurde zur Bestimmung nichtlinearer Abhängigkeiten zwischen Faktor und Zielgröße (Verbindungskraft) ein komplexer Versuchsplan mit mehreren Faktorstufen in *OptiSLang* erstellt. Das Versuchsprogramm ist in Tab. 4-8 dargestellt. Die durchgeführten Analysen sind in der Tabelle schrittweise

aufgeführt und zielen auf eine Erhöhung der Prognosefähigkeit der Verbindungskraft ab. Im ersten Schritt wurden drei Sensitivitätsanalysen mit drei unterschiedlichen Werkstoffkombinationen durchgeführt, um die Haupteinflussfaktoren in Bezug auf die Verbindungskraft der umgeformten Bauteile zu quantifizieren. Das vierte Metamodell wurde anschließend verwendet, um ein generalisiertes, werkstoffunabhängiges Metamodell zur Prognose der Verbindungskraft abzuleiten. Die eingeführten Verhältnisgrößen lassen dabei beliebige Werkstoff- und Blechdickenverhältnisse zu.

Tab. 4-8: Parametrisierung der Sensitivitätsanalysen

Nr.	Faktoren	Symbol	Variationsräume		Einheit
			Unterer Rand	Oberer Rand	
Sensitivitätsanalyse 1: Werkstoffkombination A (30 Simulationen) Blech außen: DC04 – Blechdicke 0,8 mm (konstant) Blech innen: AA5754 (Blechdicke siehe Variationsraum)					
Sensitivitätsanalyse 2: Werkstoffkombination B (30 Simulationen) Blech außen: DC04 – Blechdicke 0,8 mm (konstant) Blech innen: DP600 (Blechdicke siehe Variationsraum)					
Sensitivitätsanalyse 3: Werkstoffkombination C (30 Simulationen) Blech außen: DC04 – Blechdicke 0,8 mm (konstant) Blech innen: DP1000 (Blechdicke siehe Variationsraum)					
1	Blechdicke innen	s_0	0,5	1,0	[mm]
2	Ziehtiefe	ZT	35	57	[mm]
3	Tribologie	μ	0,1	0,35	[-]
Generalisiertes Modell (basierend auf 90 Simulationen und experimentellen Stützstellen) Werkstoffkombination A, B, C					
1	Verhältnis E-Modul E-Modul A / E-Modul B	X_1	0,3	1	[-]
2	Verhältnis Zugfestigkeit $R_m A / R_m B$	X_2	0,5	3,5	[-]
3	Verhältnis Blechdicke s_A / s_B	X_3	0,5	1,0	[-]
4	Ziehtiefe	ZT	35	57	[mm]
5	Tribologie	μ	0,1	0,35	[-]

Als konstante Bezugsgröße wurde hier die äußere Platine (matrizenseitig) definiert, um die Kombinationsmöglichkeiten der unterschiedlichen Werkstoffpaarungen zu reduzieren. Die Variationsräume der Sensitivitätsanalyse wurden in Abhängigkeit von der durch das *Screening* (minimale Verbindungskraft und Versagen des Verbundes) als sinnvoll erachteten Werte definiert. Die Ziehtiefe und die Reibungszahl stellen dabei unabhängige Größen dar, die Blechdicke hingegen stellt eine geometrische Größe dar, welche an den Ziehspalt gekoppelt ist und kann daher nicht beliebig variiert werden.

Zuerst wurden drei einzelne Sensitivitätsanalysen für die Werkstoffkombination A, B und C mit jeweils 30 Simulationen durchgeführt, um den Parameterraum der einzelnen Werkstoffkombinationen zu definieren. Die Werkstoffkombinationen wurden dabei so ausgewählt, dass Werkstoffpaarungen mit niedrigem und hohem E-Modul, aber auch mit niedriger und hoher Zugfestigkeit

kombiniert wurden, um eine Übertragbarkeit auf beliebige Werkstoffkombinationen zu erreichen (generalisiertes Modell).

4.5.3 Metamodelle zur Prognose der Verbindungskraft für die Werkstoffkombinationen AA5754/DC04, DP600/DC04 und DP1000/DC04 (Sensitivitätsanalyse 1-3)

Das erste Metamodell wurde in Abhängigkeit von den Parametern Ziehtiefe, Blechdicke und Reibungszahl für die Werkstoffkombination AA5754 und DC04 erstellt. Die Verbindungskraft (Auszugskraft) wird in diesem Modell als Antwortgröße definiert und spannt somit ein vierdimensionales Modell auf, welches in Form eines *Metamodell of Optimal Prognosis* (MoP) dargestellt wurde. Die jeweils nicht angezeigte Variable wird als konstanter Mittelwert angenähert.

Die Güte des Prognoseraums wird hier mit dem *Coefficient of Prognosis* (CoP) angegeben. Dieser beträgt bei der Werkstoffkombination AA5754/DC04 99%, welches wiederum bedeutet, dass 99% der aufgetretenen Effekte durch das berechnete Metamodell erklärt werden können. Bei der Werkstoffkombination DP600/DC04 beträgt dieser Prognosekoeffizient CoP 93%. Lediglich die Werkstoffkombination DP1000/DC04 zeigt eine geringere Korrelation mit der Prognose von nur 82%. Nach *Dynardo* sollte der CoP mindestens 80% betragen, um ein Metamodell ausreichend genau beschreiben zu können. Es konnte somit gezeigt werden, dass alle drei berechneten Metamodelle verwendet werden können. Die Prognosegüte des Metamodells zur Vorhersage der Verbindungskraft scheint dabei mit zunehmender Festigkeit des innenliegenden Blechwerkstoffs abzunehmen.

Die Prognosefähigkeit des Metamodells (CoP) ist jedoch kein eindeutiges Indiz dafür, ob das Metamodell die experimentellen Werte widerspiegelt, sondern beschreibt lediglich die berechnete Güte des Metamodells. Zu diesem Zweck wurden die numerisch prognostizierten Werte den experimentell ermittelten Werten gegenübergestellt (vgl. Bild 4-61d). Bei einer idealen Prognose würden alle Werte auf der dargestellten Prognoselinie liegen. Es wird deutlich, dass das Metamodell die untersuchten Werkstoffkombinationen in Grenzen ausreichend abbildet, jedoch zeigen insbesondere einige Werkstoffkombinationen mit höherfesten Blechwerkstoffen (z.B. DP1000/DC04) noch Abweichungen zur prognostizierten Auszugskraft auf. Diese Abweichungen können teilweise durch die numerische Instabilität bei geringen Blechdicken erklärt werden (Konvergenzprobleme), teilweise durch die experimentelle Streuung bei der Ermittlung der Auszugskraft. Die Auswahlmöglichkeiten in der numerischen Berechnung des Kontaktes zwischen den Platinen sind zudem im Berechnungscode *Deform* eingeschränkt (Master-Slave-Kontakt). Es wird vermutet, dass diese Abweichung aus der Kontaktsimulation der Platinen entsteht.

Die Metamodelle (vgl. Bild 4-61/Bild 4-62) zeigen, dass offenbar eine signifikante Abhängigkeit von der Ziehtiefe und der Reibungszahl, aber auch von der Ziehtiefe und der Blechdicke in Bezug auf die Verbindungskraft (Auszugskraft) besteht. Die Abhängigkeiten zwischen Blechdicke und Reibungszahl sind hingegen weniger stark ausgeprägt. Die Güte der Vorhersage der Auszugskraft zeigt jedoch insbesondere bei höherfesten Blechwerkstoffen noch eine Abweichung.

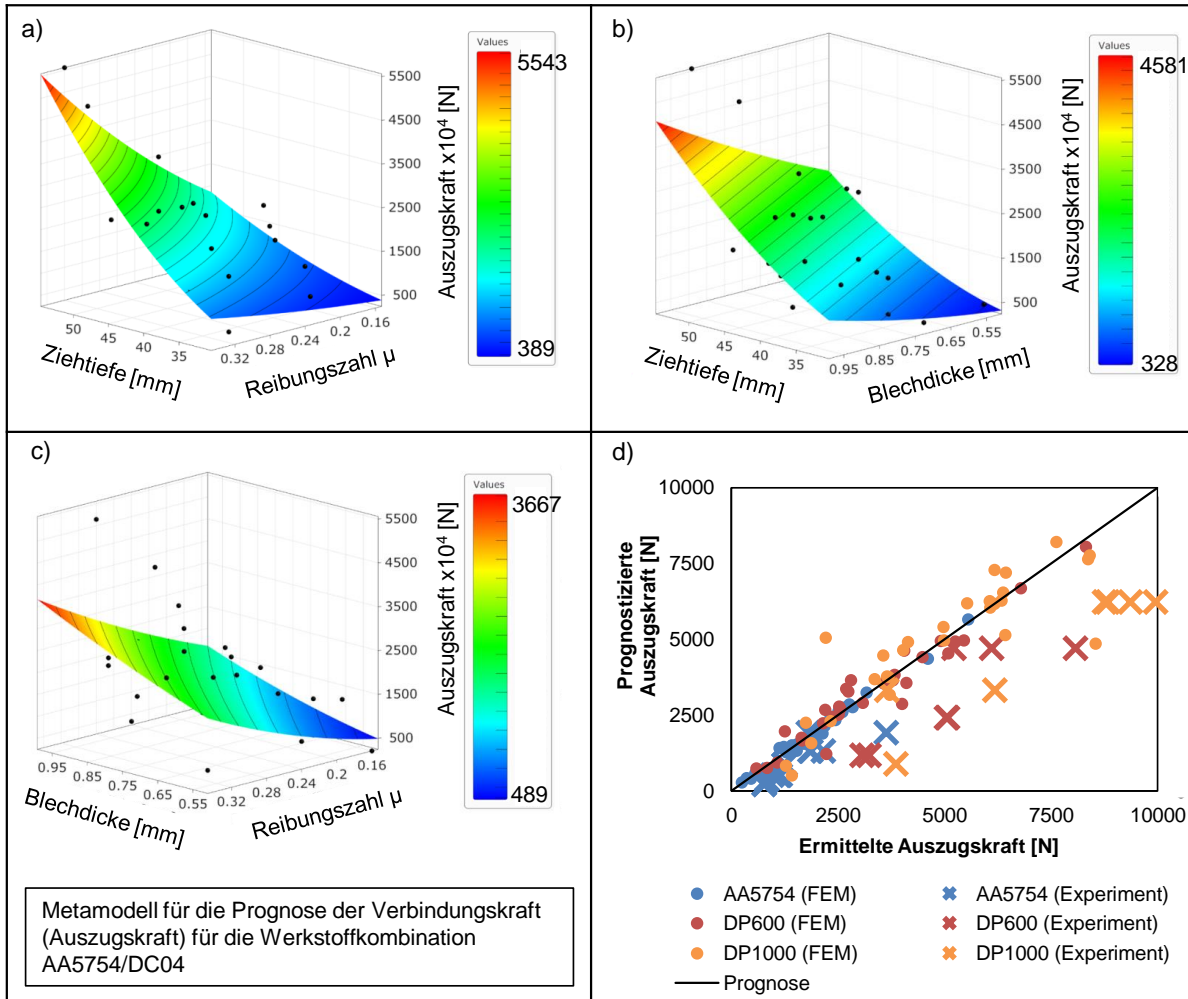


Bild 4-61: Metamodell zur Prognose der Verbindungskraft (Auszugskraft) basierend auf den numerischen Daten der Werkstoffkombination AA5754/DC04; a) Einfluss der Ziehtiefe und der Reibungszahl; b) Einfluss der Ziehtiefe und der Blechdicke; c) Einfluss der Blechdicke und der Reibungszahl; d) Prognostizierte Verbindungskraft (Auszugskraft) vs. experimentell ermittelte Verbindungskraft (Auszugskraft)

4.5.1 Generalisiertes Modell zur Prognose der Verbindungskraft nach dem Gesamttiefziehen

In Kapitel 4.5.3 wurden Metamodelle zur Prognose der Verbindungskraft von gemeinsam umgeformten Bauteilen von drei definierten Werkstoffkombinationen A, B und C hergeleitet. Diese Metamodelle basieren auf diskreten, fest hinterlegten Kennwerten, sodass eine allgemeine, werkstoff- und prozessunabhängige Prognose nicht möglich ist. Damit eine Übertragung auf weitere, beliebige Werkstoffkombinationen erfolgen kann, muss die Werkstoffkombination als kontinuierliche Variable hinterlegt sein. Diese Variable wurde in Form von Verhältnisgrößen der innen- und außenliegenden Platine (vgl. Tab. 4-9) für den Elastizitätsmodul, die Zugfestigkeit und die Blechdicke eingeführt.

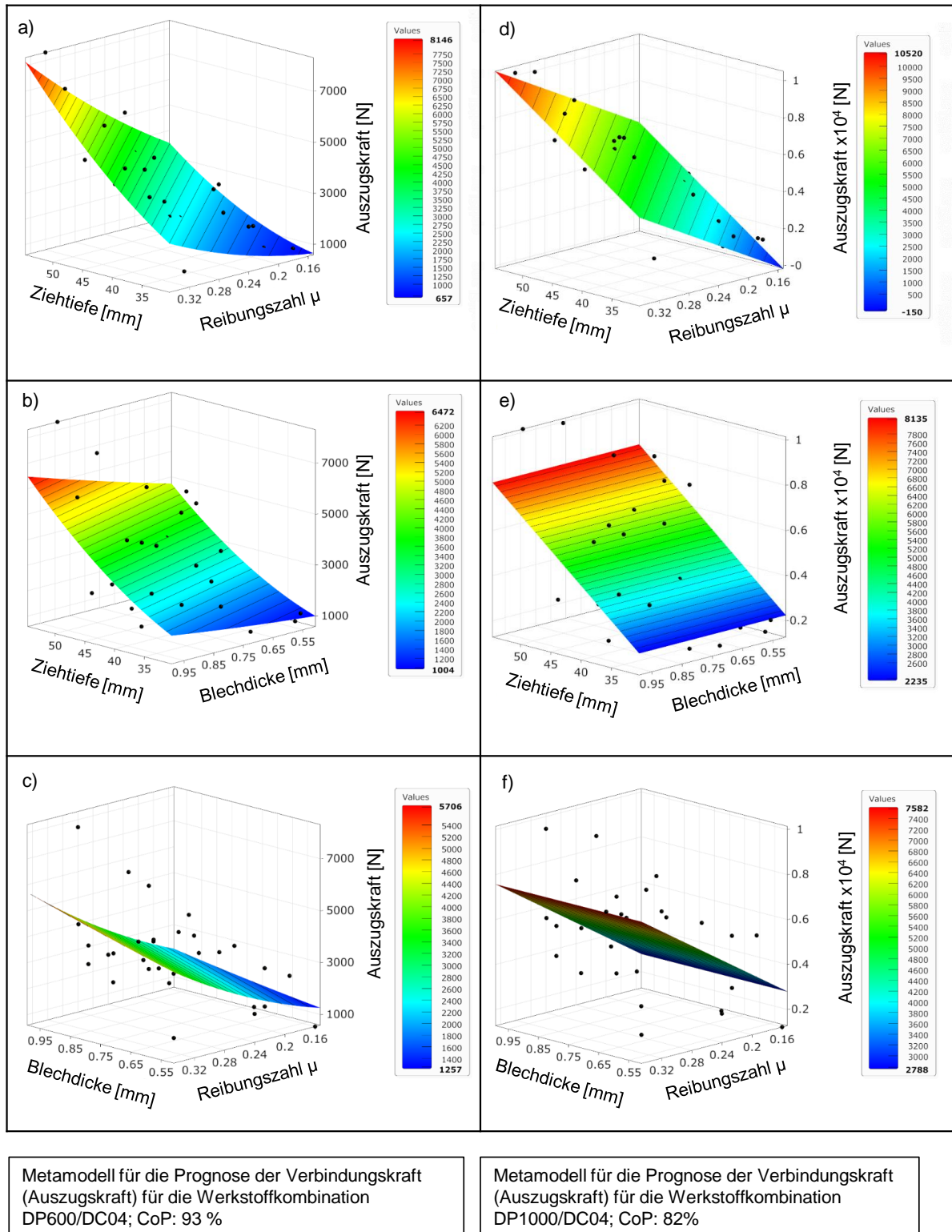


Bild 4-62: Metamodell zur Prognose der Verbindungskraft (Auszugskraft) basierend auf den numerischen Daten der Werkstoffkombination DP600/DC04 und DP1000/DC04; a)/c) Einfluss der Ziehtiefe und der Reibungszahl; b)/e) Einfluss der Ziehtiefe und der Blechdicke; c)/f) Einfluss der Blechdicke und der Reibungszahl

Tab. 4-9: Einführung von Verhältnisgrößen zur Generalisierung des Modells

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5
$= \frac{E_A}{E_B}$	$= \frac{R_{m,A}}{R_{m,B}}$	$= \frac{S_A}{S_B}$	Ziehtiefe ZT	Reibungszahl μ

A: Innenliegendes Blech; B: Außenliegendes Blech

In Kapitel 4.3 und 4.4 wurde bereits gezeigt, dass die Verbindungskraft maßgeblich von der Werkstoffkombination (Elastizitätsmodul E und der Zugfestigkeit R_m) der beiden Näpfe abhängig ist, sodass der Werkstoff durch die Verhältnisse x_1 (Verhältnis Elastizitätsmodul des Werkstoffs A zu B), x_2 (Verhältnis Zugfestigkeit des Werkstoffs A zu B) und x_3 (Blechdicke A zu B) beschrieben wurde. Das innenliegende Blech wird dabei mit dem Buchstaben A und das außenliegende mit B gekennzeichnet.

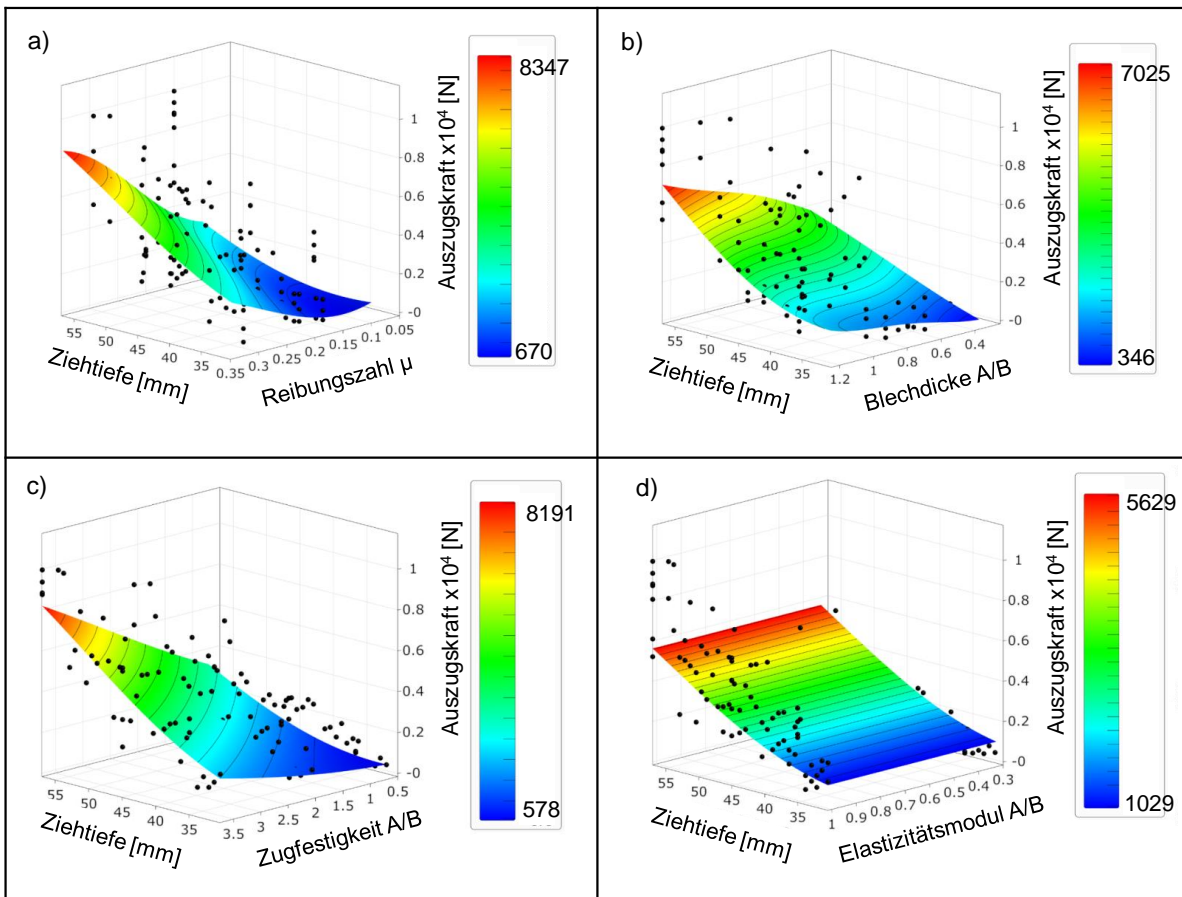


Bild 4-63: Generalisiertes Metamodell mit experimentellen Stützstellen zur Prognose der Verbindungskraft (Auszugskraft) in Abhängigkeit der fünf Parameter x_1 bis x_5 ; a) Metamodell Reibungszahl μ über der Ziehtiefe; b) Metamodell Blechdicke A/B über Ziehtiefe; c) Metamodell Zugfestigkeit A/B über der Ziehtiefe; d) Metamodell E-Modul A/B über der Ziehtiefe

Die Parameter Reibungszahl und Ziehtiefe werden unverändert aus den bestehenden Metamodellen übernommen. Die fünf Parameter bilden mit dem Effekt der Verbindungskraft (Auszugskraft) ein sechsdimensionales Metamodell. In Bild 4-63a-d sind die variierten Bereiche der Parameter dargestellt. Die schwarzen Punkte bilden jeweils eine Parametereinstellung ab (CoP=92%). Die Ergebnisse der Metamodelle zeigen, dass die Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Reibungszahl den höchsten Einfluss auf die Auszugskraft der gemeinsam umgeformten Verbunde zeigt. Hohe Reibungszahlen von $\mu=0,3$ und Ziehtiefen von größer als 50 mm führten dabei zu den höchsten Auszugskräften. Ein hohes Blechdicken- und Zugfestigkeitsverhältnis der beiden Platinen scheint die Auszugskraft ebenfalls zu erhöhen. Der Einfluss des Elastizitätsmoduls in Form einer Verhältniszahl zeigt im Vergleich zu den anderen beschriebenen Einflussfaktoren nur einen geringen Einfluss auf die Auszugskraft. Dies konnte damit begründet werden, dass ein geringer Elastizitätsmodul des innenliegenden Napfes zwar zu einem hohen Rückfederungsbetrag führt, die geringe Zugfestigkeit des innenliegenden Napfes aber nur geringe Flächenpressung im Verbund hervorruft. Bei höherfesten Stahlwerkstoffen gilt dieser Zusammenhang nicht mehr, da diese sowohl einen hohen Rückfederungsbetrag als auch eine hohe Zugfestigkeit aufweisen (z.B. DP1000/DC04, vgl. Streuung in Bild 4-63d). Dieser Zusammenhang könnte durch eine Erhöhung der Stützstellen durch weitere Verhältniszahlen noch weiter verbessert werden.

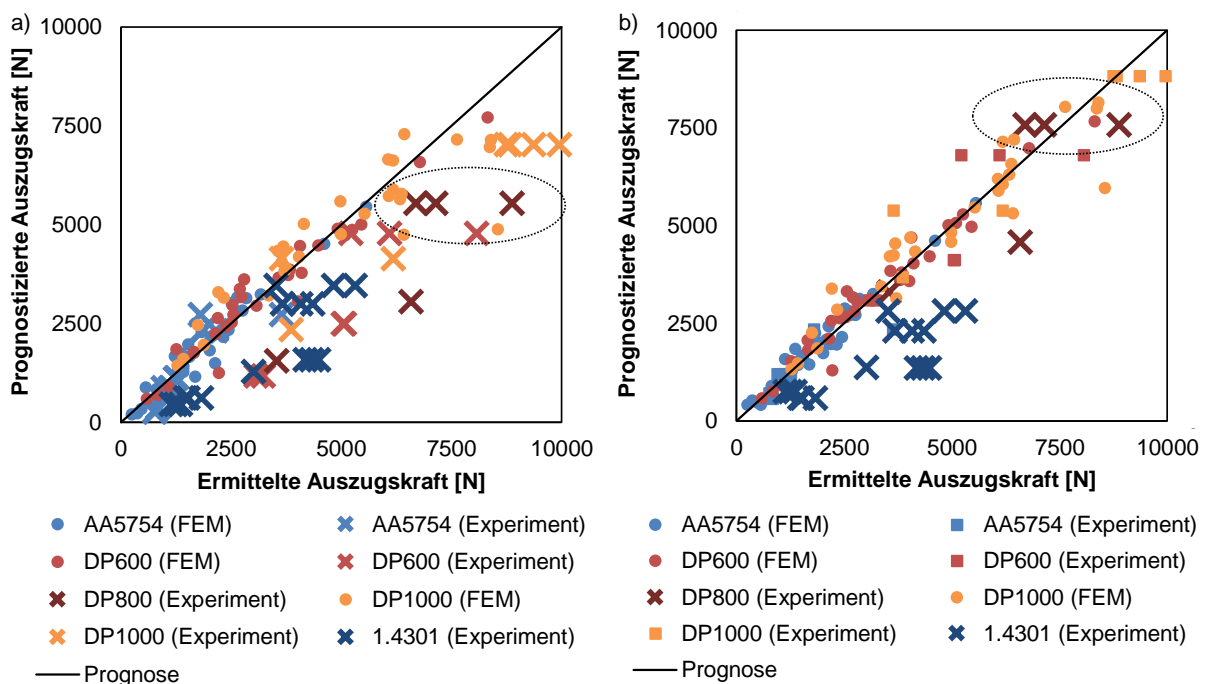


Bild 4-64: Generalisiertes Metamodell zur Prognose der Verbindungskraft (Auszugskraft) ohne experimentelle Stützstellen; b) mit experimentellen Stützstellen

Die Validierung der Metamodelle ist in Bild 4-64a/b dargestellt. Bild 4-64a zeigt dabei die Gegenüberstellung der prognostizierten Verbindungskraft im Vergleich zu den experimentell ermittelten Werten. Im Vergleich zur Validierung in Bild 4-61d kann eine geringfügige Verbesserung aufgrund der höheren Anzahl an numerischen Stützstellen und damit aufgrund des vergrößerten Prognoseraumes beobachtet werden. Die experimentellen Auszugskräfte weisen im Vergleich zu

den numerisch berechneten Auszugskräften einen degressiven Kurvenverlauf auf. Die experimentellen Werte sind dabei in Kreuz- und die numerischen Werte in Punktform dargestellt.

Um die Prognosegüte der Auszugskraft zu erhöhen, wurden abschließend die experimentell ermittelten Stützstellen (AA5754, DP600, DP1000) mit in das Metamodell aufgenommen, um eine bessere Gewichtung des neuen Metamodells zu erhalten. Dadurch konnte der degressive Kurvenverlauf der experimentellen Messwerte weitestgehend kompensiert werden. Das neue Metamodell (vgl. Bild 4-64b) wurde dann mit den Werkstoffkombinationen (DP800/DC04 und 1.4301/DC04), welche nicht Teil der Stützstellen des generalisierten Metamodells waren, validiert.

Es konnte beobachtet werden, dass die Prognosegüte der Verbindungskraft (Auszugskraft) für das Metamodell mit experimentellen Stützstellen insbesondere für die hochfeste Werkstoffkombination DP800/DC04 relativ genau vorhergesagt werden kann (vgl. Bild 4-64b). Dies liegt vermutlich daran, dass die mechanischen Kennwerte des Werkstoffs in einem ähnlichen Bereich der Werkstoffe DP600 und DP1000, welche einzelne Stützstellen im Metamodell darstellen, liegen. Die Werkstoffkombination 1.4301/DC04 wird durch das numerische Modell leicht unterschätzt. Diese Abweichung wird mit Ungenauigkeiten bei der Ermittlung der kinematischen Verfestigung begründet. Die Blechwerkstoffe lagen in den Blechdicken von 0,5 mm vor und zeigten Tendenzen zum Ausknicken der Probe während der Durchführung der Zug-Druckversuche zur Bewertung der Modellparameter für das *Yoshida-Uemori* bzw. *Chaboche* Modell (vgl. Kap. 0).

4.5.2 Regressionsgleichung zur Prognose der Verbindungskraft nach dem Gesamttiefziehen

Um eine einfache Möglichkeit zur Prognose der Verbindungskraft der rotationssymmetrischen Bauteile zu erhalten, wurde eine Regressionsgleichung in *MATLAB* durch ein mathematisches Polynom zweiter Ordnung angenähert. Maßgebend für die Güte der Polynomapproximation ist die Anzahl der Terme und die Ordnung der Polynome, sodass als Randbedingung festgelegt wurde, dass maximal zehn Koeffizienten die Gleichung zur Auszugskraft beschreiben sollen. Die Grundlage der Regressionsgleichung basiert dabei auf den Daten des empirisch-numerischen Metamodells aus Bild 4-64b. In allgemein gültiger Form berechnet sich die Verbindungskraft (Auszugskraft) in Abhängigkeit der Parameter x_1 , x_2 , x_3 , x_4 und x_5 aus folgender Gleichung:

$$F(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) = x_1(a + fx_4) + x_2(b + gx_4) + x_3(c + hx_4) + x_4(d + ix_4) + x_5(e + jx_4) + k \quad (\text{Gl. 4-12})$$

Es fällt auf, dass viele lineare Wechselwirkungen Einfluss auf die Verbindungskraft der Bauteile zeigen und alle Haupteinflussfaktoren (x_1 - x_5) eine einfache Wechselwirkung mit der Ziehtiefe zeigen. Diese tritt zusätzlich noch als quadratischer Term in der Gleichung auf. Dieser Zusammenhang konnte insbesondere in Kapitel 4.3.4 und 4.5.1 bereits durch die *Screening*-Versuche nachgewiesen werden. Die Regressionsgleichung ist jedoch an Randbedingungen wie die Bauteilgeometrie (rotationssymmetrischer Napf), aber auch den Prognoseräum (vgl. Tab. 4-10) gebunden. Außerhalb dieses Prognoseräums kann es zu signifikanten Abweichungen der prognostizier-

ten Verbindungskraft kommen. Die zehn Koeffizienten der in *MATLAB* berechneten Regressionsgleichung sind in Tabelle 4-11 dargestellt.

Tab. 4- 10: Konfidenzintervalle zur Berechnung der Verbindungskraft

Parameter	Konfidenzintervall	Einheit
$x_1: \frac{\text{Elastizitätsmodul } A}{\text{Elastizitätsmodul } B}$	$\frac{69}{210} \dots \frac{210}{210}$	$\frac{[GPa]}{[GPa]}$
$x_2: \frac{\text{Zugfestigkeit } A}{\text{Zugfestigkeit } B}$	$\frac{340}{310} \dots \frac{1253}{310}$	$\frac{[GPa]}{[GPa]}$
$x_3: \frac{\text{Blechdicke } A}{\text{Blechdicke } B}$	$\frac{0,5}{0,8} \dots \frac{1,0}{0,8}$	$\frac{[mm]}{[mm]}$
$x_4: \text{Ziehtiefe}$	35 ... 57	[mm]
$x_5: \text{Reibungszahl}$	0,1 ... 0,35	[-]

Tab. 4-11: Koeffizienten der Regressionsgleichung zur Prognose der Verbindungskraft (Auszugskraft) gemeinsam umgeformter (rotationssymmetrischer) Bauteile

a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
-1420	-463	-2086	-404	-6995	7535	29	88	3	417	7535

Abschließend wurde die Regressionsgleichung erneut an den beiden Werkstoffkombinationen DP800/DC04 ($s_0=1,0 \text{ mm} - s_0=0,8 \text{ mm}$) und 1.4301/DC04 ($s_0=0,5 \text{ mm} - s_0=0,8 \text{ mm}$), welche keine Stützstellen des Polynoms darstellen, validiert. Die Güte der Prognosefähigkeit ist mit dem generalisierten Metamodell aus 4.5.1 vergleichbar.

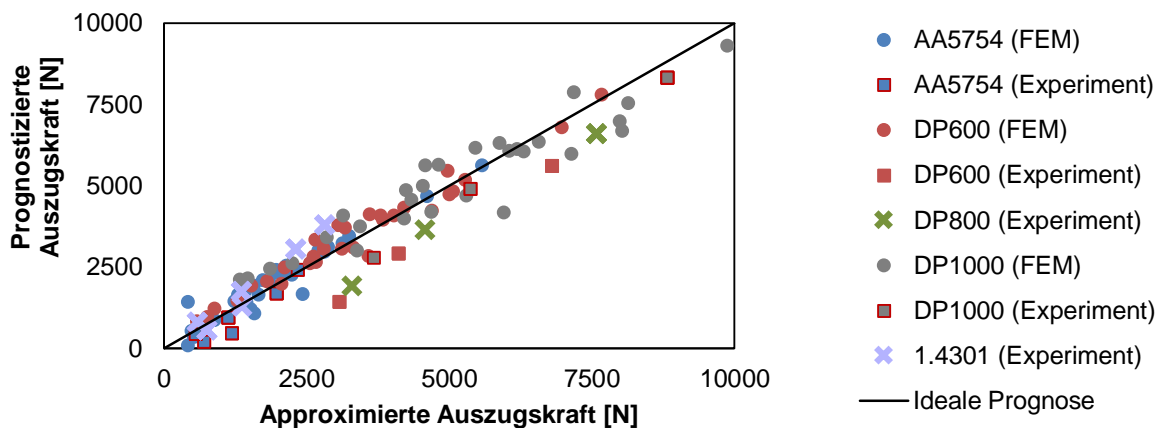


Bild 4-65: Vergleich der prognostizierten Verbindungskraft (Auszugskraft) mit der approximierten Auszugskraft (Regressionsgleichung)

Es bleibt somit festzuhalten, dass in einem definierten Raum ein allgemeingültiges Metamodell zur Vorhersage der Verbindungskraft (Auszugskraft) gemeinsam umgeformter rotationssymmetrischer Bauteile aufgestellt werden konnte. Die Prognosefähigkeit wurde anhand verschiedener hochfester und weicher Blechwerkstoffe validiert. Durch die Aufnahme weiterer Stützstellen (z.B. durch weitere Werkstoffe) kann die Prognosefähigkeit noch verbessert bzw. erweitert werden.

4.6 Fazit zur Ermittlung der Verbindungskraft von flächig gefügten kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden

Im Rahmen dieser Arbeit wurden grundlegende Untersuchungen zur Umformung von gemeinsam tiefgezogenen Bauteilen durchgeführt. Für die numerische Berechnung der Verbindungskraft wurden zuerst technologische Grundversuche zur Ermittlung der Kennwerte des tribologischen Systems und der kinematischen Verfestigung durchgeführt. Die Verbindungskraft (Auszugskraft) wurde als zentrale Bewertungsgröße in dieser Arbeit definiert. Mittels der Grundlagen- und Modellversuche konnte gezeigt werden, dass die flächenpressungsabhängige Parametrisierung der Reibungsmodelle nur geringfügige Verbesserungen auf die Vorhersage der Verbindungskraft der kraftschlüssigen Verbunde zeigt. Die Modelle können daher prinzipiell mit konstanten Reibungszahlen parametrisiert werden ohne Nachteile in der Vorhersage der Genauigkeit der Verbindungskraft in Kauf nehmen zu müssen. Die konstante Reibungszahl wurde dabei jedoch aus dem Mittelwert der flächenpressungsabhängigen Reibungszahlen berechnet, sodass die flächenpressungsabhängigen Streifenziehversuche durchaus sinnvoll erscheinen. Die kinematische Verfestigung sollte hingegen insbesondere für hochfeste Werkstoffpaarungen (z.B. DP1000/DC04) berücksichtigt werden, da andernfalls beträchtliche Abweichungen in der gemessenen Auszugskraft bis zu 20% entstehen können. Bei weichen Werkstoffpaarungen hingegen (z.B. AA5754/DC04) ist der Einfluss der kinematischen Verfestigung auf die Verbindungskraft nur gering und kann vernachlässigt werden.

Es konnte gezeigt werden, dass die Rückfederungskraft bestimmter Bauteilzonen als Kennzahl in der Blechumformung eingesetzt werden kann, um das Fügepotential von zwei Platinen aus bestimmten Werkstoffen zu bewerten. Die analytische und numerische Berechnung dieser Rückfederungskraft konnte für das Abkantbiegen erfolgreich durchgeführt werden. Die analytischen Berechnungsergebnisse können für die meisten Blechwerkstoffe eingesetzt werden und zeigen nur eine geringe Abweichung der Rückfederungskraft von kleiner als 10% zwischen der Berechnung und dem Experiment. Für den Tiefziehprozess konnte diese Berechnung der Rückfederungskraft des Blechstreifens ebenfalls numerisch und experimentell erfolgreich vorhergesagt werden.

Das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens*, welches auf der flächigen Verpressung von zwei napfartigen Bauteilen mit unterschiedlichem Rückfederungsverhalten basiert, konnte experimentell auf Basis des Auszugsversuchs quantifiziert werden. Dabei wurde verdeutlicht, dass die Einflussfaktoren wie Ziehtiefe, Werkstoffwahl, das tribologische System zwischen den Platinen und die Blechdicke des innenliegenden Napfes einen signifikanten Einfluss auf die Verbindungskraft der gemeinsam umgeformten Bauteile zeigen. Abschließend konnten einige grundlegende Zusammenhänge zwischen der Bauteilgeometrie, der Struktursteifigkeit des Bauteils und der Verbin-

dungskraft abgeleitet werden: Rotationssymmetrische Verbunde weisen beispielsweise im Vergleich zu nicht rotationssymmetrischen Verbunden größere Verbindungskräfte (Auszugskräfte) auf, welche wiederum auf die größere Krümmung der Bauteilwand zurückzuführen sind. Bei rotationssymmetrischen Bauteilen hängt die Verbindungskraft primär von der Ziehtiefe und nur geringfügig vom Durchmesser der Verbunde ab. Die Struktursteifigkeit und gekrümmte Bauteilmantelfläche verhalten sich dabei invers zueinander. Bei einer gleichzeitigen Erhöhung der Struktursteifigkeit des Bauteils und dessen Ziehtiefe ändert sich die Verbindungskraft signifikant.

Es konnte gezeigt werden, dass die Modellierung der Verbindungskraft von kraftschlüssig gefügtem Mehrschichtverbunden sowohl mit Schalen- als auch mit Volumenelementen numerisch abbildbar ist. Bei der Modellierung mit Schalenelementen zeigt das Materialmodell MAT_226 in *LS-Dyna* die beste Vorhersagegenauigkeit in Bezug auf die Verbindungskraft. Um Rechenzeit zu sparen, kann jedoch auch das Materialmodell MAT_36 in *LS-Dyna* verwendet werden, insbesondere, wenn der innenliegende Blechwerkstoff aus Aluminium besteht. Bei der Modellierung mit Volumenelementen konnte gezeigt werden, dass das einfache elastisch-plastische Materialmodell (*Hill's Quadratic*) und die kinematische Verfestigungsberechnung nach *Chaboche* in *Deform* ausreichen, um die Verbindungskraft des Halbzeugverbundes hinreichend genau zu berechnen. Die Reibungszahlen für die Parametrisierung der Simulationen müssen nicht zwingend dynamisch modelliert werden.

Auf Basis dieser Einzelsimulationen konnte abschließend ein Prognosemodell zur Vorhersage der Verbindungskraft (Auszugskraft) der kraftschlüssig gefügten Verbunde in der Simulationssoftware *OptiSLang* abgeleitet und validiert werden. Es ist somit möglich, die Auszugskraft für rotationssymmetrische Bauteile in Abhängigkeit der Ziehtiefe, der Blechdicke und der Werkstoffwahl simulativ bis 20 % genau zu prognostizieren.

5 INTEGRATION VON FUNKTIONEN IN FLÄCHIG KRAFTSCHLÜSSIG GEFÜGTE MEHRSCICHTVERBUNDE

Das technische Produktdesign fordert immer kürzere und flexiblere Entwicklungs- und Produktionszeiten. Die durch den Umformprozess hergestellten mechanischen Komponenten werden in Folgeoperationen oftmals mit weiteren Funktionen, wie z.B. das Einbringen von Versteifungs-, oder Befestigungselementen, ausgestattet. Die einstufige Herstellung solcher durch *Gemeinsamtiefziehen* hergestellten Bauteile wird im folgenden Kapitel charakterisiert.

Der in Kapitel 4 quantifizierte Effekt der flächigen Verpressung von zwei Näpfen durch das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens* wird in diesem Kapitel derart erweitert, dass eine Funktionsintegration von Versteifungs- bzw. Befestigungselementen durch einen kombinierten einstufigen Tief- bzw. Stülpszehprozess ermöglicht wird. Der Vorteil des Prozesses liegt somit u.a. in der Verkürzung von Montagezeiten. Dafür sind keinerlei Hilfsfügeelemente notwendig, da das Einbringen von zusätzlichen Elementen über einen Kraft- und Formschluss erfolgt. In diesem Kapitel werden somit neue Anwendungsbeispiele gezeigt, um den Transfer des in Kapitel 4 ausgeführten Grundlagenwissens zu diesem Verfahren auf einfache Bauteile zu übertragen.

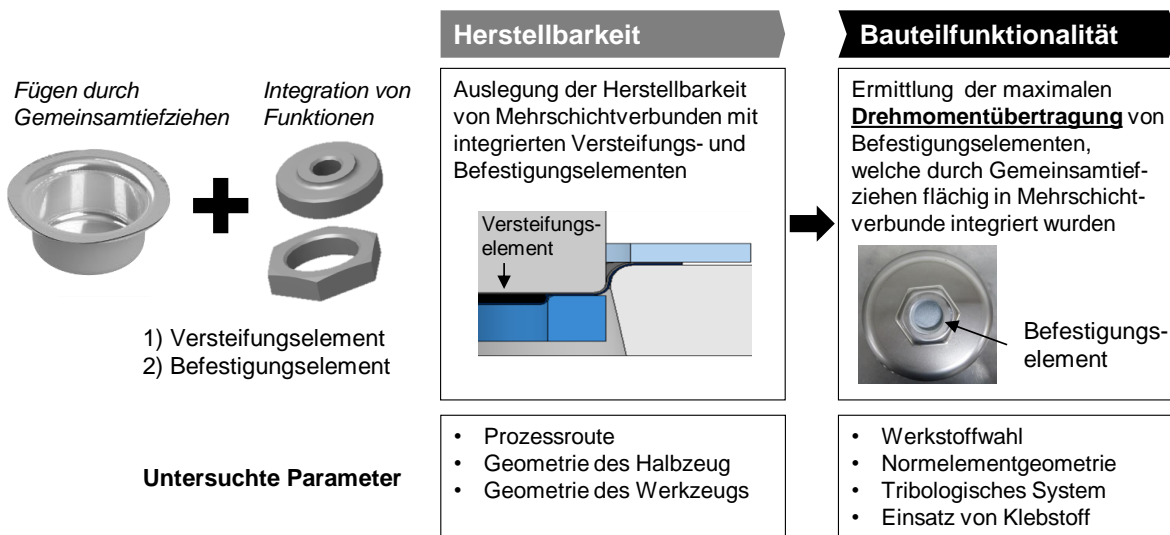


Bild 5-1: Herstellbarkeit und Bauteilfunktionalität von funktionsintegrierten Mehrschichtverbunden

In diesem Kapitel erfolgt die Darstellung der Verfahrensgrenzen einstufig funktionsintegrierter Mehrschichtverbunde, welche durch das Verfahren des *Gemeinsamtiefziehens* hergestellt wurden. Die abgeleiteten Verfahrensgrenzen beziehen sich dabei sowohl auf die Herstellbarkeit als auch auf die Bauteilfunktionalität der hybriden Verbunde. Die technologische Umsetzbarkeit der einstufigen Herstellung der Bauteile zeigt dabei eine signifikante Abhängigkeit von den geometrischen Abmessungen des Funktionselements (Höhe, Durchmesser, Radien), aber auch von der Werkzeuggeometrie des Gegenhalters (Radien, Ziehspalt). Die Herstellbarkeit stellt somit die Grundlage für die Bewertung der Bauteilfunktionalität solcher Verbunde dar. Diese Bauteilfunktionalität beruht in dieser Arbeit auf einem maximal zu übertragendem (Losbrech-) Drehmoment

zwischen den beiden Näpfen, welches in das Befestigungselement eingeleitet wurde (z.B. in *Fail-Safe*-Anwendungen).

5.1 Herstellbarkeit der funktionsintegrierten Verbunde

5.1.1 Verwendete Werkzeugtechnik

Der für das *Gemeinsamtiefziehen* eingesetzte Werkzeugaufbau aus Kapitel 4.3.1 wurde um weitere Werkzeugelemente (vgl. Bild 5-2) ergänzt, um Versteifungs- (rotationssymmetrisch) als auch Befestigungselemente (nicht rotationssymmetrisch) in einem Sandwichaufbau (Blech-Funktions-element-Blech) integrieren zu können. Zu diesem Zweck wurde ein zweites Ziehkissen mittels Gasdruckfedern im Oberteil des Werkzeuges integriert. Das dargestellte Werkzeug kann somit bezüglich des Zeitpunktes des Stülpvorgangs durch eine flexible Hubverstellung im Kopfteil variabel eingestellt werden. Auf diese Weise ist es möglich, den Stülpvorgang im Erstkontakt (Prozessroute A: Stülpziehen, Tiefziehen) oder erst kurz vor dem unteren Totpunkt (Prozessroute B: Tiefziehen, Stülpziehen) durchzuführen.

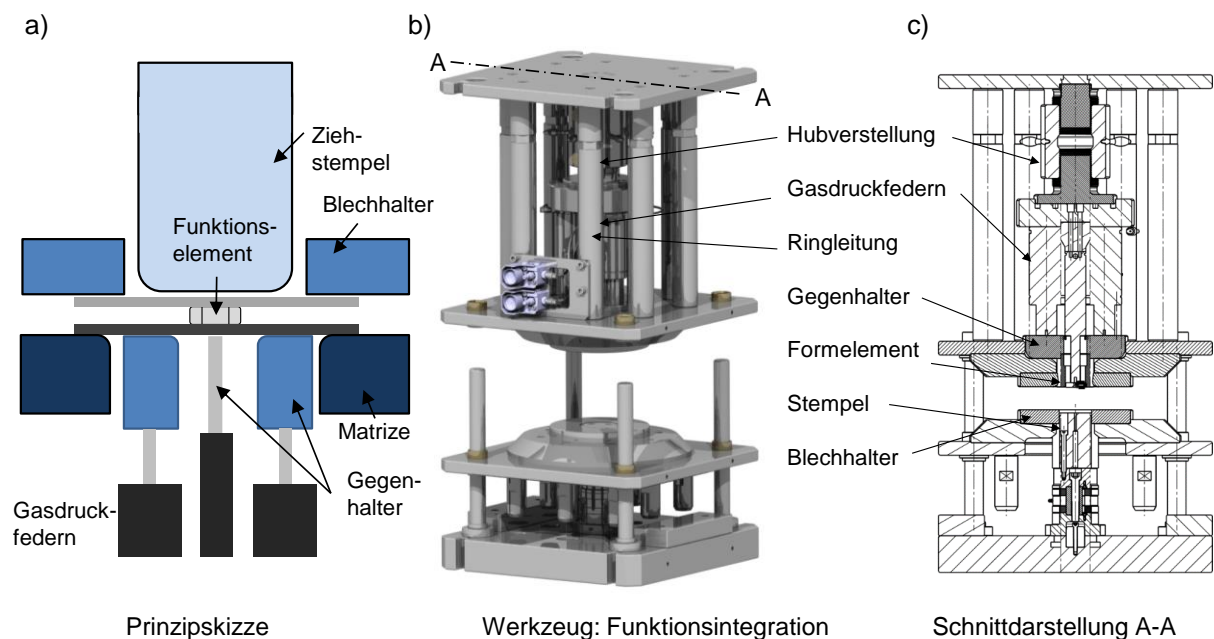


Bild 5-2: a) Prinzipskizze des Verfahrens des Gemeinsamtiefziehens mit Funktionsintegration in kraftschlüssig verbundene Mehrschichtverbunde; b) Werkzeug zur Herstellung von doppelwandigen, zylindrischen Ziehteilen mit integrierten Funktionselementen; c) 2D-Schnitt des modifizierten Ziehwerkzeugs

Im Folgenden wurden beide Prozessrouten A und B in Bezug auf die maximale Blechausdünnung in der Bauteilzarge untersucht. Die Blechdicke wird dabei nur in dem kritischen Bereich (Schnittlänge 68-90 mm, vgl. Bild 5-3b-c) analysiert. Ein vollständiger Schnitt (0-100 mm) durch das Bauteil befindet sich im Anhang 8.14.

Die in Bild 5-3b-c dargestellten Ergebnisse zeigen, dass Prozessroute A die geringste Ausdünnung in der äußeren Platine in diesem kritischen Bereich hervorruft. Prozessroute B führt zu loka-

len hohen Ausdünnungen, da das Blech während des Tiefziehprozesses nicht flächig aufliegt, sondern lokal über den Radius des Funktionselementes gezogen wird (vgl. Bild 5-3b). Es wurde zusätzlich untersucht, ob der Einsatz von veränderlichen Blechhalterkraftverläufen eine geringere Blechausdünnung zur Folge haben (Bild 5-3c).

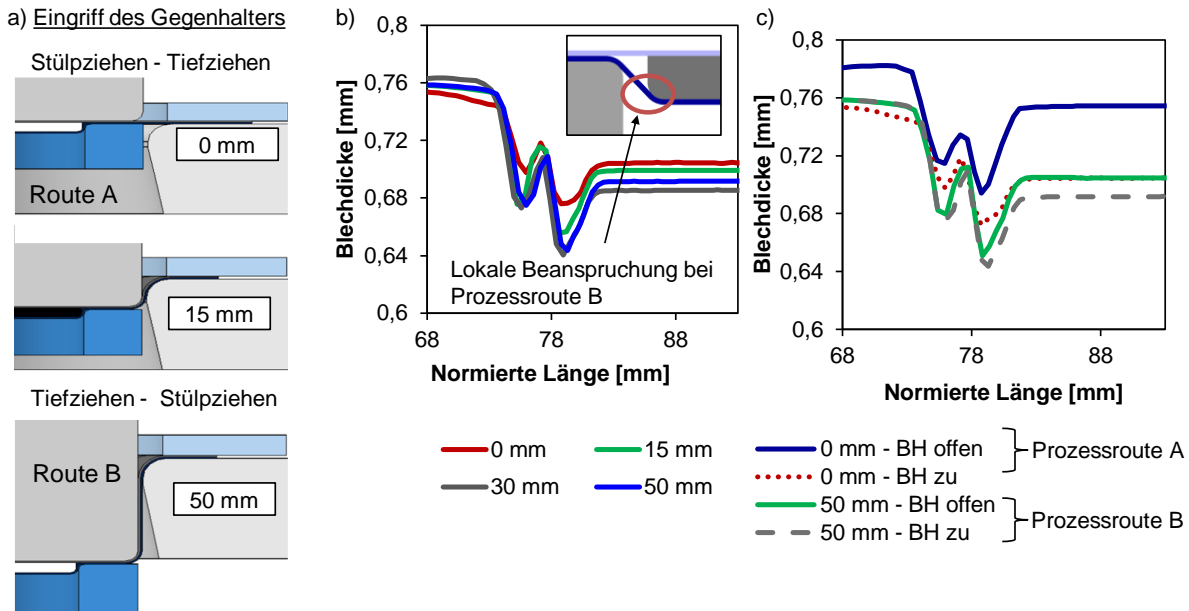


Bild 5-3: a) Position und Eingriff des Gegenhalters; b) Blechausdünnung in Abhängigkeit der Position des Gegenhalters; c) Blechausdünnung in Abhängigkeit von der veränderbaren Blechhalterkraft (BH)

Mit einer zeitlich veränderlichen Blechhaltung ist die Reduktion auf 0 kN im Zeitpunkt des Stülpziehens des Funktionselementes möglich. Die Blechausdünnung konnte damit für Prozessroute A verringert werden, jedoch trat starke Faltenbildung im Flansch (Falten 1. Art) auf. Prozessroute B führte nur zu einer geringen Faltenbildung im Flanschbereich, jedoch konnte die Ausdünnung nicht merklich beeinflusst werden. Für die folgenden numerischen und experimentellen Untersuchungen wurde daher in der Prozessroute A eine konstante Blechhaltung verwendet. Die Prozessroute B wurde verworfen. Tab. 5-1 stellt die verwendeten Normelemente, welche in den Mehrschichtverbund integriert wurden, übersichtlich dar.

Die bereits in Bild 5-1 dargestellte Zielstellung liegt in der Charakterisierung der Herstellung von funktionsintegrierten, kraftschlüssig verbundenen Mehrschichtverbunden. Die Herstellung solcher Verbunde kann nicht mithilfe des Grenzziehverhältnisses (*engl. limit drawing ratio*) bewertet werden, da das Grenzziehverhältnis von werkstofflichen (r -Wert, n -Wert), prozesstechnischen (Reibungszahl, Geschwindigkeit, Temperatur, Blechhalterkraft) und geometrischen Randbedingungen (Stempel-, Matrizenradius und Ziehspalt) abhängig ist. Bei Prozessroute A findet eine Vorschädigung im Bereich der Bauteilzarge des Funktionselementes bereits zu Beginn des Stülpziehens statt. Die entstehende Blechausdünnung im Bereich des Funktionselementes wurde später durch die Verwendung einer Formplatte mit einem zentralen (gelaserten) Loch reduziert. Die Herstellbarkeit dieser hybriden Verbunde wurde daher im Folgenden numerisch analysiert.

Tab. 5-1: Integrierte Funktionselemente in flächig gefügten kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden

Funktionsart	Bezeichnung	Durchmesser [mm]	Schlüsselweite [mm]	Höhe [mm]	Werkstoff	Analyse
Versteifung	Rundstahl	30-80	-	5-8	Stahl	numerisch
Befestigung	Sechskantmutter M24	siehe DIN	36	7-11	Stahl	numerisch/ experimentell
Befestigung	Sechskantmutter M24	siehe DIN	36	7	PVC	numerisch/ experimentell
Befestigung	Rändelmutter M10	36	-	7-11	Stahl	numerisch/ experimentell

Verwendete Platinenwerkstoffe: DC04 (außen, $s_0=0,8$ mm); DP600 (innen, $s_0=1,0$ mm), DP1000 (innen, $s_0=1,0$ mm), AA5182 (innen, $s_0=1,0$ mm), AA5754 (innen, $s_0=0,5$ mm)

5.1.2 Numerische und experimentelle Ergebnisse zur Herstellbarkeit von funktionsintegrierten Mehrschichtverbunden

Im Folgenden wird die Herstellung von Mehrschichtverbunden mit integrierten Funktionselementen (Versteifungs- und Befestigungselemente) numerisch untersucht. Ziel der Untersuchung war es, die Prozessgrenzen für die Herstellung solcher Mehrschichtverbunde für die hier verwendeten Werkstoffe, Blechdicken und Funktionselemente aufzuzeigen.

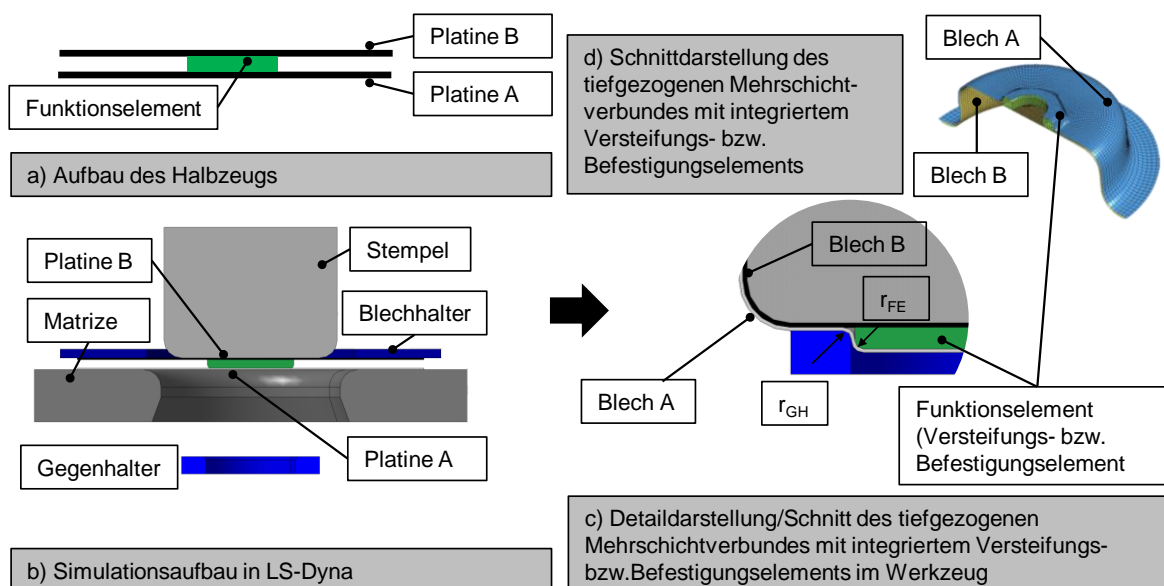


Bild 5-4: a) Aufbau des Halbzeuges; b) Darstellung des Simulationsaufbaus in *LS-Dyna*; c) Detaildarstellung des geschlossenen Werkzeuges des Mehrschichtverbundes mit integriertem Versteifungs- bzw. Befestigungselement nach der Umformung; d) Schnittdarstellung eines tiefgezogenen Mehrschichtverbundes mit integriertem Befestigungselement

Aufbau und Besonderheiten der numerischen Simulation

Der Simulationsaufbau zur Herstellbarkeit von funktionsintegrierten Mehrschichtverbunden findet in Anlehnung an den in Kapitel 4.4.1 vorgestellten Aufbau statt (Materialmodell, Kontakt, LS-PrePost Eingaben). Das Werkzeug wurde entsprechend Bild 5-4a um die Elemente des Gegenhalters und Funktionselements erweitert. Die scharfen Kanten der Werkzeugelemente wurden in *HyperMesh* modelliert, um die kleinen Radien des Gegenhalters und des Funktionselements (Kantenlänge 0,1 mm) möglichst detailreich abbilden und somit auch den Spannungszustand im Blech möglichst realistisch simulieren zu können.

Für die numerische Untersuchung der Herstellbarkeit der Verbunde wurde erneut die Werkstoffkombination AA5754/DC04 (Blechdicke $s_0=1,0$ mm/ $s_0=0,8$ mm) verwendet und in *LS-Dyna* mit einer minimalen Kantenlänge von 0,4 mm vernetzt, um die kritische Ausdünnung im Bereich des Radius r_{GH} und r_{FE} (vgl. Bild 5-4c) bewerten zu können. Die Größe der Kantenlänge stellte dabei einen Kompromiss aus hoher Rechenzeit und zu grober Vernetzung an den beiden Radien dar. Die Werkzeuge wurden als starre Körper in der Simulation betrachtet. Die Tiefziehsimulation wurde explizit, die Rückfederungsberechnung jedoch implizit durchgeführt (vgl. Kap. 4.4.1). Die Kontaktbedingung `AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE` zeigte bereits in vorherigen Untersuchungen relativ gute Ergebnisse, sodass diese erneut verwendet wurde. In den segmentbasierten Kontakteinstellungen wurde zudem die Einstellung `SOFT=2` beim Tiefziehen in `SOFT=0` bei der Rückfederungsberechnung geändert, um die initialen Durchdringungen der beiden Bleche berücksichtigen zu können (INTERFERENCE-Kontakt).

Numerische Untersuchungen an Versteifungselementen

Bevor die Bauteilfunktionalität der hybriden Mehrschichtverbunde analysiert werden konnte, wurde deren Herstellbarkeit mithilfe einer Sensitivitätsanalyse in Bezug auf die Blechausdünnung der kritischen Bauteilbereiche überprüft. Die Variation der Parameter ist in Tab. 5-2 dargestellt.

Tab. 5-2: Sensitivitätsanalyse zur einstufigen Herstellung von versteiften Mehrschichtverbunden

Parameter	Minimum	Nominalwert	Maximum	Einheit
Werkstoff innen: AA5754 ($s_0=1,0$ mm)				
Werkstoff außen: DC04 ($s_0=0,8$ mm)				
Blechhalterkraft	25	100	200	kN
Radius Versteifungselement/ Gegenhalter (GH)	0	2	3	mm
Ziehspalt Gegenhalter	0	20	30	%
Ø Versteifungselement	30	50	80	mm
Höhe Versteifungselement	5	5	8	mm
Geometrieangaben des Napfes und Angaben zur normierten Länge befinden sich im Anhang 8.14				

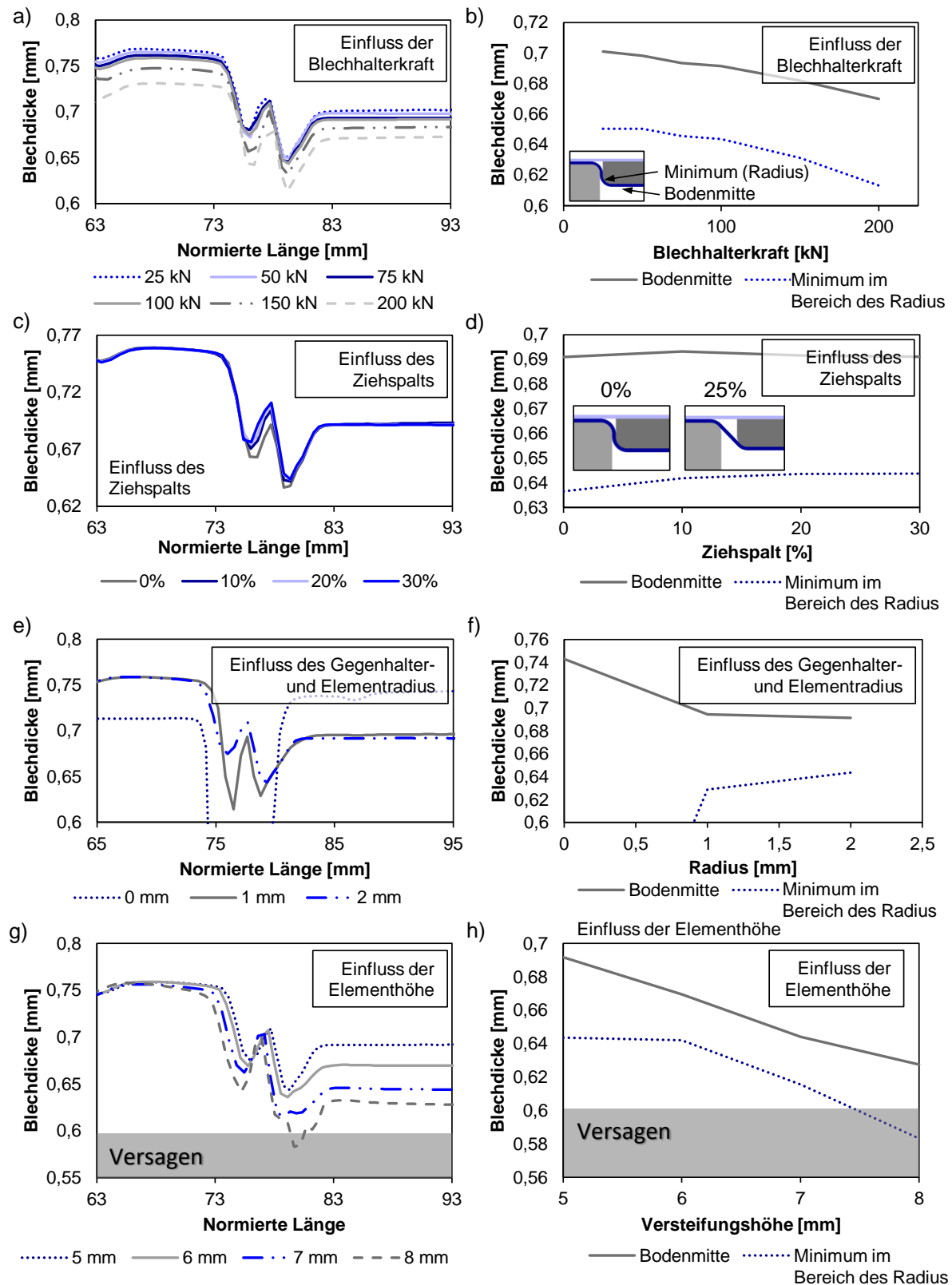


Bild 5-5: Einflussfaktoren auf die Blechdurchdünnung von einstufig hergestellten kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden (vgl. Anhang 8.14); a-b) Einfluss der Blechhalterkraft; c-d) Einfluss des Ziehspalts; e-f) Einfluss des Gegenhalter- und Elementradius; g-h) Einfluss der Höhe des Funktionselementes

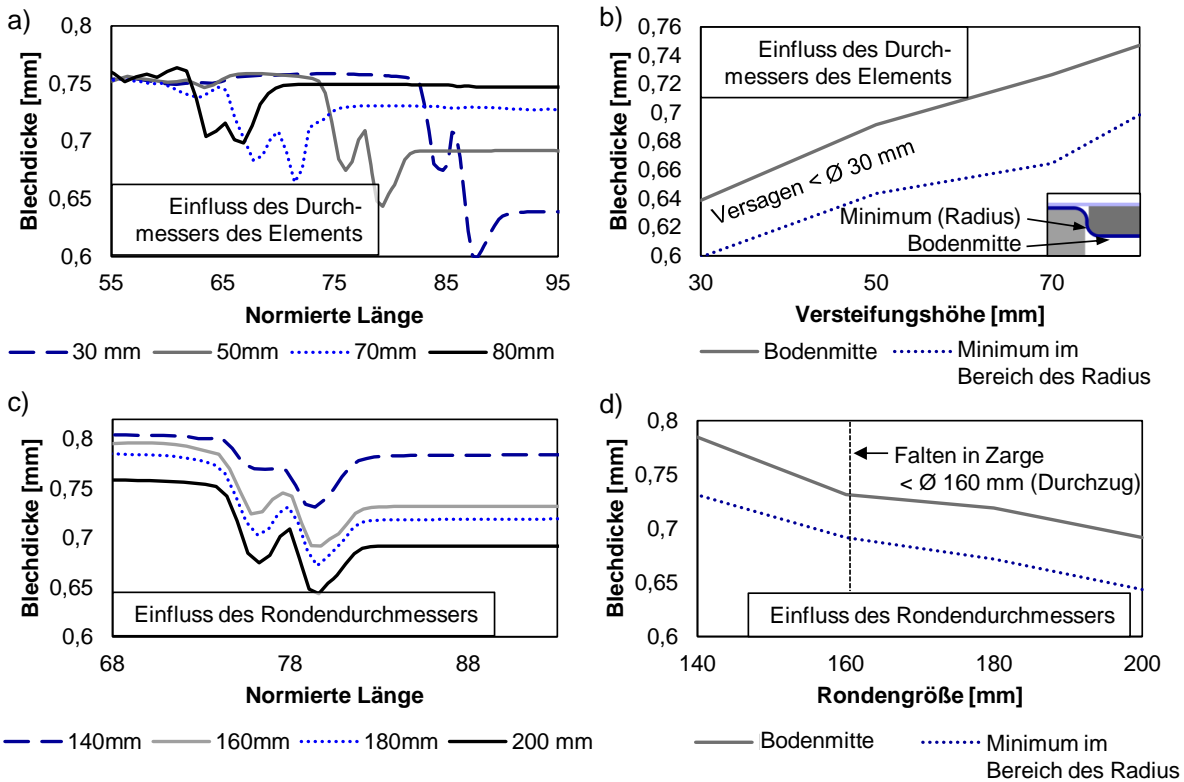


Bild 5-6: Einflussfaktoren auf die Blechverdünnung von einstufig hergestellten kraftschlüssigen Mehrschichtverbunden; i-j) Einfluss des Elementdurchmessers; k-l) Einfluss des RONDENDURCHMESSERS

Bild 5-5a/c/e/g stellt die untersuchten Einflussfaktoren in Bezug auf die Blechdickenverteilung über der normierten Länge dar. Bild 5-5b/d/f/h zeigt hingegen die minimale Verdünnung im äußeren Blech und die Verdünnung im Bodenbereich des Versteifungselementes.

Zusammenfassend können folgende Ergebnisse bei der Herstellung von einstufig hergestellten kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden mit Versteifungselementen im Boden aus Bild 5-5 und Bild 5-6 abgeleitet werden:

- Der Werkzeugeinfluss (insbesondere der der Radien) ist für die Herstellung von kraftschlüssig gefügten Verbunden ohne Rissentstehung maßgebend. Eine Unterschreitung der Radien führt unterhalb von 2 mm zu Versagen beim Umformprozess. Der Ziehspalt hingegen weist nur einen geringen Einfluss auf die Verdünnung des äußeren Napfes auf.
- Die geometrische Form der Normelemente darf eine Elementhöhe von 7 mm nicht über- und einen Durchmesser von 30 mm nicht unterschreiten. Normelemente (z.B. Sechskantmuttern) haben oftmals das gleiche Verhältnis von Durchmesser zu Elementhöhe, sodass sich ein inverser Zusammenhang in Bezug auf die Herstellbarkeit zeigt.
- Die hier betrachtete Prozessgröße (Blechhalterkraft) weist nur einen geringen Einfluss auf die Blechverdünnung auf, da durch die mehrfache Wechselbiegung des Bleches beim Umformprozess der Werkstoff nicht mehr (bzw. nur wenig) durch die Blechhalterkraft fließen kann.

Experimentelle und numerische Untersuchungen an Befestigungselementen mit Vorloch

In dem vorherigen Absatz wurde gezeigt, dass die Prozess-, Halbzeug- und Werkzeugparameter einen signifikanten Einfluss auf die Ausdünnung des äußeren Napfes aufweisen. Insbesondere die Höhe des zu integrierenden Elements führt zu einer mehr oder weniger großen Ausdünnung der Zarge des Funktionselementes im äußeren Napf. In diesem Unterkapitel wurde untersucht, inwiefern eine Formplatte mit zentriertem Loch zur Spannungsentlastung verwendet werden kann, um diese Zargenausdünnung zu reduzieren.

Zur Reduzierung der Ausdünnung in der Zarge wurde die Ronde daher zur Spannungsentlastung in der Mitte gelocht. Die Dimensionierung bzw. Auslegung dieses Vorlochs wurde numerisch bestimmt. Zur Parametrisierung der Simulation wurde ein *Hole Expansion Test* (HET) zur Ermittlung der maximalen Kantendehnung durchgeführt (vgl. Anhang 8.15). Diese Analyse ist notwendig, um sicherzustellen, dass bei der anschließenden Funktionsprüfung (Drehmoment) die Schraube problemlos in das Gewinde eingedreht werden kann. Bild 5-7a/b zeigt die numerisch bestimmte Hauptformänderung und den Endlochdurchmesser in Abhängigkeit vom Ausgangsdurchmesser der gelochten Ronde für die beiden Befestigungselemente ‚Sechskant M24‘ und ‚Rändelmutter‘. Es konnte somit ein optimaler Ausgangsdurchmesser der gelochten Platine und Endlochdurchmesser des Bauteils berechnet werden, ohne Kantenrisse im Bauteil zu erzeugen.

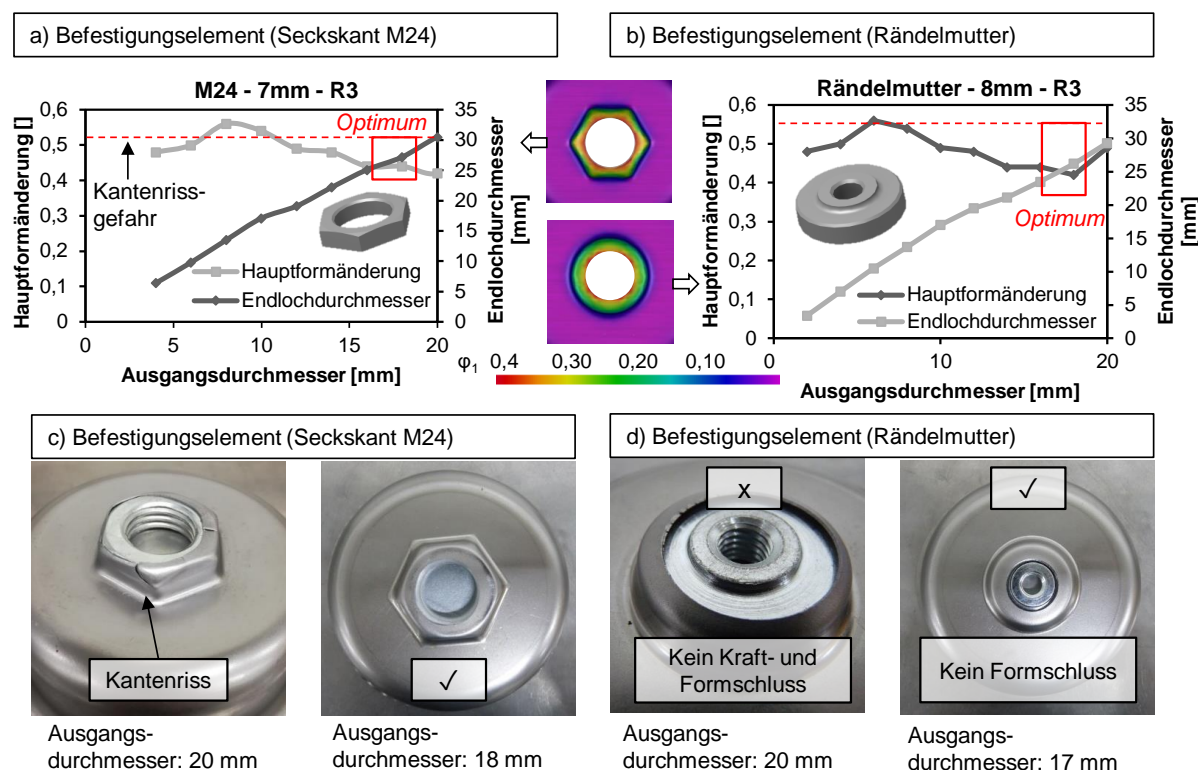


Bild 5-7: Herstellbarkeit von einstufig tief- und stülpezogenen Bauteilen: a) Hauptformänderung über Ausgangsdurchmesser der gelochten Platine für das Funktionselement Sechskantmutter M24; b) Hauptformänderung über Ausgangsdurchmesser der gelochten Platine für das Funktionselement Rändelmutter (\varnothing 24mm); c) Bauteilfehler: Kantenriss an einem Befestigungselement M24; d) Bauteilfehler: Kein Kraftschluss (Rändelmutter)

Bei der Rändelmutter ist die Wahl des Ausgangsdurchmessers der gelochten Platine von besonderem Interesse, da die Rändelmutter bei einem zu hohem Ausgangsdurchmesser kein Drehmoment übertragen kann (vgl. Bild 5-7d). Das Element rutscht in diesem Fall durch.

Die numerisch ermittelten Durchmesser der gelochten Ronde konnten somit in Experimenten validiert werden (vgl. Bild 5-7c/d). Für die Rändelmutter wurde aufgrund der symmetrischen Beanspruchung ein Vorloch von 17 mm bestimmt, die Sechskantmutter hingegen benötigt ein geringfügig größeres Vorloch aufgrund der nicht rotationssymmetrischen Beanspruchung.

5.2 Bauteilfunktionalität der Mehrschichtverbunde

In diesem Kapitel werden die funktionsintegrierten, kraftschlüssigen Mehrschichtverbunde bezüglich ihrer Funktionalität in Bezug auf das maximal übertragbare Drehmoment zwischen den beiden gemeinsam umgeformten Bauteilen analysiert.

5.2.1 Verwendete Versuchstechnik

Der Prüfstand zur Ermittlung des maximalen übertragbaren Drehmoments zwischen zwei gemeinsam tiefgezogenen Bauteilen mit integriertem Funktionselement ist in Bild 5-8a/b dargestellt. Der Prüfstand wurde derart ausgeführt, dass der innere und äußere Napf unabhängig voneinander fixiert werden konnte. Die Einleitung des Drehmoments erfolgt über das Funktionselement (vgl. Bild 5-8b). Über eine formschlüssig konstruierte Bodenplatte wird sichergestellt, dass sich die beiden Bauteile nicht gegeneinander verdrehen können. Das Drehmoment wird dabei über dem Drehwinkel messtechnisch erfasst. Für die Auswertung ist jedoch nur das maximal übertragbare Drehmoment bis zum Versagen des Kraftschlusses (bzw. plastischer Deformation des äußeren Napfes) von Relevanz.

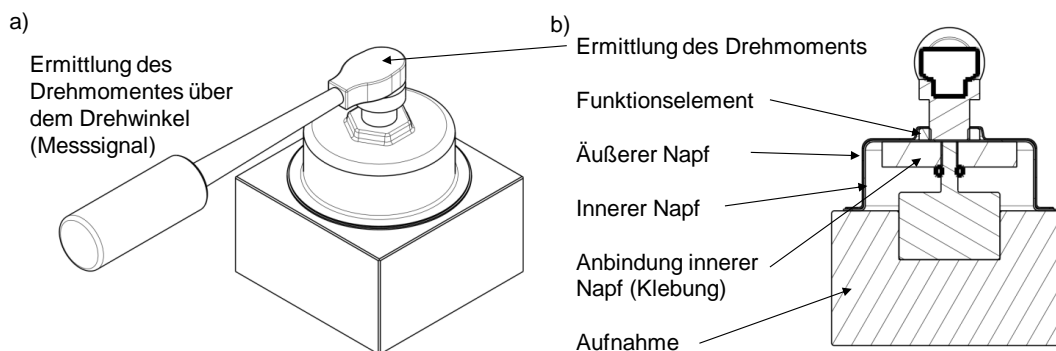


Bild 5-8: a) Prüfstand zur Ermittlung des maximal übertragbaren Drehmoments; b) Schnittdarstellung des Prüfstandes

5.2.2 Experimentelle Ergebnisse

Je nach Wahl der Werkstoffkombination oder des Funktionselementes wird zwischen vier Versagensarten unterschieden (vgl. Bild 5-9). Bei kleinen Verbindungskräften zwischen den gemeinsam tiefgezogenen Bauteilen erfolgt ein Versagen der Bauteilfunktion durch Verdrehen bzw. Durchrutschen der beiden Bauteile zueinander (vgl. Bild 5-8a, Versagensfall 1).





Fall 1	Fall 2	Fall 3	Fall 4
			
Versagen durch unzureichenden Kraftschluss (Verdrehen der Bauteile um die z-Achse)	Versagen durch plastische Verformung (Verdrehen der Sechskantmutter)	Versagen aufgrund unzureichendem Kraftschluss (Verdrehen der Rändelmutter)	Versagen durch plastische Verformung des Gewindes der Kunststoffmutter

Bild 5-9: Versagensfälle bei Einleitung eines Drehmoments in kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde

Bei großen Verbindungskräften hingegen ist es möglich, dass die Verpressung der beiden Bauteile zueinander besonders ausgeprägt ist, sodass eine plastische Verformung des äußeren Napfes aufgrund der Einleitung des Drehmoments erfolgt (Versagensfall 2). Die Rändelmuttern übertragen aufgrund der rotationssymmetrischen Geometrie (kein Formschluss) nur geringe Drehmomente (Versagensfall 3), sodass Maßnahmen zur Erhöhung des Drehmoments dieser Funktionselemente durchgeführt wurden. Abschließend wurden Kunststoffmuttern mit gleicher Abmessung in den Verbund integriert, um deren maximales Drehmoment im Verbund zu ermitteln. Aufgrund der geringen Festigkeit der Kunststoffmutter versagte das Funktionselement primär durch Gewindebruch (Fall 4).

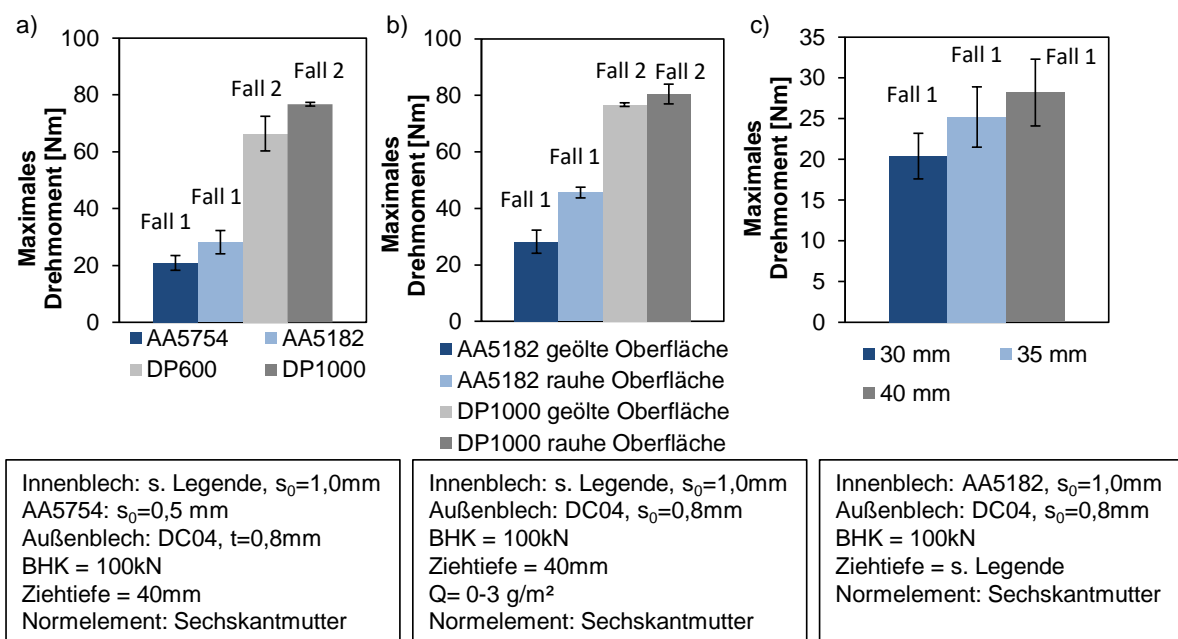


Bild 5-10: Maximal übertragbares Drehmoment nach Einbringen einer Sechskantmutter in Abhängigkeit von der a) Werkstoffkombination; b) des tribologischen Systems zwischen den Platinen; c) der Ziehtiefe des Bauteils

Die Wahl einer höherfesten Werkstoffkombination führte nachweislich zu höheren übertragbaren Drehmomenten von bis zu 80 Nm im Vergleich zu einer Aluminiumlegierung (AA5754) mit 21 Nm (vgl. Bild 5-10a). Eine behandelte, raue Oberfläche erhöhte das maximale Drehmoment um bis zu 60 % bei der Aluminiumlegierung AA5182 (vgl. Bild 5-10b). Bei höherfesten Stahllegierungen spielt die Beölung hingegen nur eine untergeordnete Rolle. Es scheint, als ob die technische Verfahrensgrenze erreicht worden ist. Eine weitere Möglichkeit zur Drehmomenterhöhung besteht in einer Erhöhung der Ziehtiefe des rotationssymmetrischen Hybridbauteils. Es konnte beispielsweise gezeigt werden, dass eine Erhöhung der Ziehtiefe von 30 mm auf 40 mm eine Drehmomentsteigerung um 33% bewirkt.

Im Zuge von Leichtbaubestrebungen wurde die Metallmutter durch eine äquivalente Kunststoffmutter ersetzt. Bild 5-11a zeigt die maximal übertragbaren Drehmomente in Abhängigkeit von der Werkstoffwahl des Funktionselementes. Das maximal übertragbare Drehmoment hängt demnach sowohl von der Werkstoffkombination der Blechwerkstoffe als auch von der Werkstoffwahl der Funktionselemente ab. Die hier verwendeten Kunststoffmutter ertragen eine Beanspruchung von bis zu 30 Nm, bevor das Kunststoffgewinde zerstört wird (Fall 1). Metallgewinde ertragen ein Vielfaches, sodass es in diesem Fall zu einer plastischen Verformung des äußeren Napfes kommt (80 Nm).

Die eingepressten Rändelmutter konnten aufgrund ihrer rotationssymmetrischen Geometrie und des fehlenden Formschlusses nur eingeschränkt Drehmomente übertragen, sodass diese im weiteren Verlauf mithilfe eines 1K-Klebstoffs einklebt wurden. Bild 5-11b zeigt die Ergebnisse der

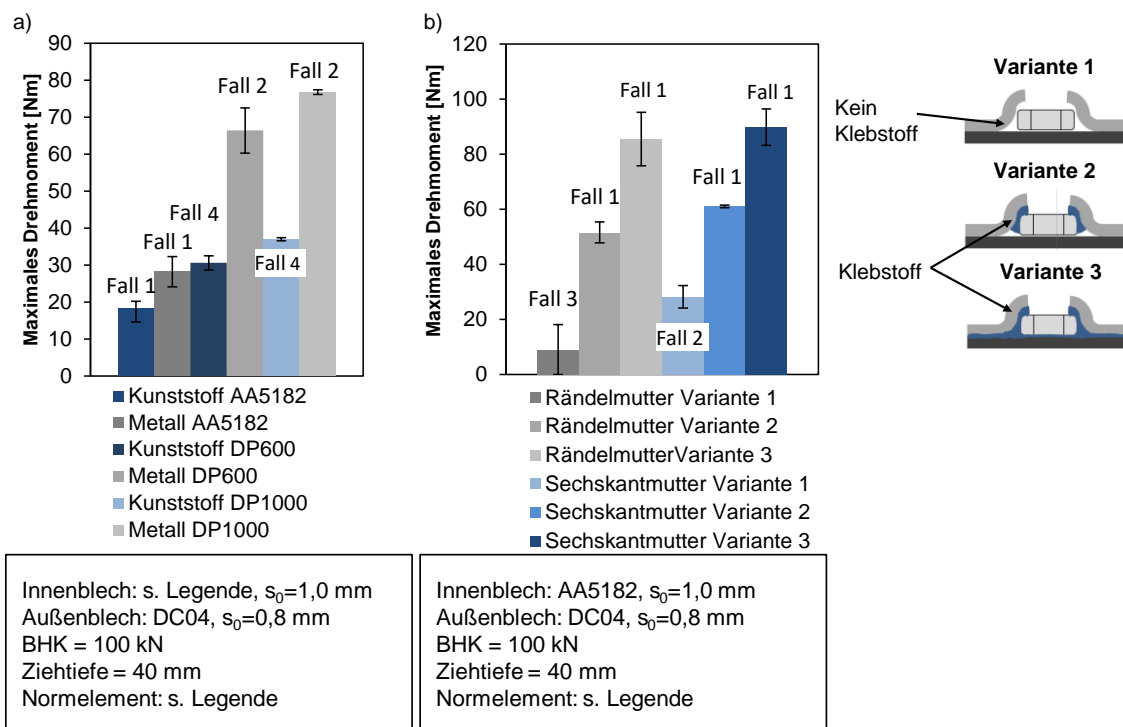


Bild 5-11: a) Ermittelte Drehmomente in Abhängigkeit von der Werkstoffwahl des Funktionselementes; b) ermittelte Drehmomente in Abhängigkeit von der Geometrie des Funktionselementes

eingeklebten Befestigungselemente. Die Geometrie des Funktionselementes scheint bei zusätzlicher Verwendung von Klebstoff eine untergeordnete Rolle (im Vergleich zu den vorherigen Ergebnissen) zu spielen. Es konnten erhebliche Drehmomentsteigerungen von 30 Nm auf 60 Nm bei der Verwendung von Klebstoff in der Ausführungsvariante 2 festgestellt werden. Bei dieser Variante liegt noch immer eine räumliche Trennung von innerem und äußerem Napf vor. Variante 3 führte zu einem maximal messbaren Drehmoment von über 90 Nm, da der Klebstoff bei dieser Ausführung auch zwischen den beiden Blechen aufgetragen wurde.

5.3 Fazit zur Integration von Funktionselementen in flächig gefügte Mehrschichtverbunde

Im Rahmen dieses Kapitels wurde die Herstellung neuartiger kraft- und teilweise formschlüssiger sowie funktionsintegrierter Doppelplatinen durch das Verfahren *Gemeinsamtiefziehen* untersucht. Als Form- bzw. Kraftschlusselemente wurden Sechskant- und Rändelmuttern verwendet. Der Aufbau der Halbzeuge besteht aus zwei Platinen und einem Funktionselement, welches zentriert zwischen beiden Platinen vor dem Umformvorgang positioniert wird. Es wurden zwei Prozessrouten zur Herstellung der Hybridbauteile untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass die Prozessroute A (Stülziehen, Tiefziehen) eine geringere Blechdurchdünnung als die Prozessroute B (Tiefziehen, Stülziehen) in der Bauteilzarge hervorruft.

Es konnte ebenfalls numerisch gezeigt werden, dass die geometrischen Einflussparameter des Werkzeuges und die des Versteifungselementes die entscheidenden Parameter bei der Auslegung der funktionsintegrierten Verbunde darstellen. Aus Sicht der optimalen Herstellbarkeit werden große Radien, ein großer Ziehspalt, ein geringer Durchmesser des zu fügenden Funktionselementes und eine geringe Elementhöhe angestrebt. Dies führt jedoch zu einer verringerten Bauteilfunktionalität bzw. zu geringeren übertragbaren Drehmomenten.

Zudem konnte gezeigt werden, dass in Abhängigkeit von der Werkstoffwahl von Blech- und Funktionselement Drehmomente von bis zu 80 Nm über den kraft- oder formschlüssigen Verbund übertragen werden können. Über die Werkstoffwahl (Blechkombination, Funktionselement) kann der vermutlich eintretende Versagensfall gefolgert werden. Weiche Werkstoffe (z.B. Aluminium) führen beispielsweise zu einem relativen Verdrehen der beiden Bauteile zueinander. Hochfeste Werkstoffe führen hingegen zu einer ausgeprägten flächigen Verpressung, welche zu einem plastischen Versagen des äußeren Napfes unter Einleitung eines Drehmomentes führt. Zur Verbesserung des Leichtbaus können Kunststoffelemente eingesetzt werden, welche zudem randseitig eingeklebt werden können. Nachteilig zeigt sich hierbei jedoch das begrenzte übertragbare Drehmoment von ca. 30 Nm. Der Einsatz von anderen Kunststoffen kann hier zukünftig zu höher übertragbaren Drehmomenten führen.

Die wesentlichen Vorteile der funktionsintegrierten Bauteile bilden deren einstufige Herstellung, wodurch insbesondere Montagezeiten verkürzt, aber auch der vollständige Verzicht auf andere Fügehilfsmittel (z.B. Klebstoff, Nieten, Schweißen) erreicht werden. Die Konstruktionsmethode der Doppelplatinen mit Zusatzfunktionen erinnert an eine *Fail-Safe*-Methodik.

6 CHARAKTERISIERUNG DER VERBINDUNGSFESTIGKEIT STOFFSCHLÜSSIGER MEHRSCICHTVERBUNDE

Die in Kapitel 3 beschriebene Motivation und Zielsetzung für diese Arbeit soll in diesem Kapitel erneut aufgegriffen werden, um die Frage der Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden (Sandwichblechen) zu beschreiben. Die numerische Auslegung der Verbindungsfestigkeit solcher Verbunde gestaltet sich insbesondere wegen der ungenauen Kennwertermittlung unter mehrachsiger Beanspruchung der Zwischenschicht bzw. Klebschicht derzeit als kritisch. Die ungenaue Kennwertermittlung zeigt sich primär in einer ausgeprägten Streuung der kontinuum- und bruchmechanischen Grundversuche (vgl. Bild 6-1), welche sowohl auf die Halbzeugherstellung bzw. die Versuchsdurchführung der normierten Grundversuche zurückzuführen sind. Die ungenaue Vorhersage durch die Streuung konnte in dieser Arbeit durch einen neuen zweiachsigen Grundversuch deutlich verbessert werden, welcher invers simuliert wurde, um genauere Kennwerte für die Umformsimulation der Klebschicht zu erhalten.

Das Ziel besteht daher in der verbesserten Kennwertermittlung für die Umformsimulation zur Vorhersage der Delamination von dünnen Klebeschichten in Sandwichblechen während der Umformung.

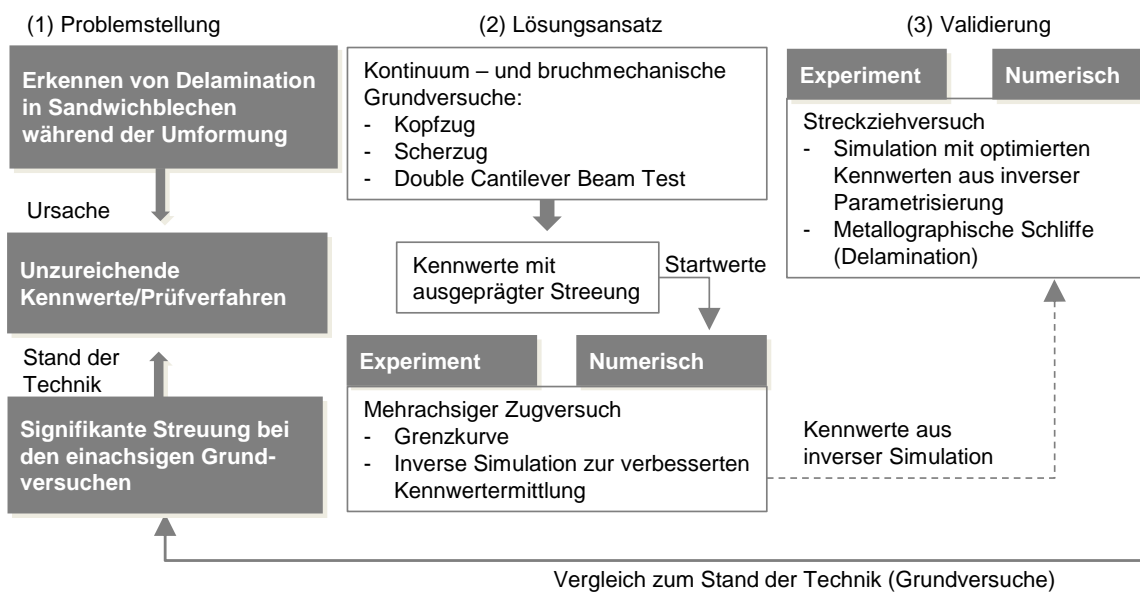


Bild 6-1: Neue Vorgehensweise zur Ermittlung von Kennwerten zur Abbildung der Delamination während des Umformens von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden

Die Vorgehensweise wurde in diesem Kapitel wie folgt gewählt (vgl. Bild 6-1):

Um die Problemstellung (1) des Erkennens der Delamination in Sandwichblech während des Umformens zu lösen (2), wurden zuerst die kontinuum- und bruchmechanischen Grundversuche zur Charakterisierung der Zwischenschicht des Sandwichblechs gemäß den geltenden Prüfvorschriften (Kopfzug, Scherzug, DCB-Test) experimentell aufgenommen. Diese Werte weisen jedoch eine ausgeprägte Streuung auf, sodass die Vorhersage des Delaminationszeitpunktes in der Umformsimulation nur ungenau berechnet werden kann. Für die Berechnung der Delamination wurde

in dieser Arbeit das Materialmodell *MAT_ARUP* im Berechnungscode *LS-Dyna* verwendet (vgl. Kap. 2.5.2) verwendet. Die entsprechende Gleichung des Modells ist in Gl. 2-10 aufgeführt und beschrieben. Zur genauen Ermittlung der mehrachsigen Beanspruchung in der Klebeschicht wurde daher ein mehrachsiger Laborversuch auf Basis des etablierten *Marciniak*-Versuchsaufbaus eingeführt (vgl. Kap. 6.2.3). Dieser Laborversuch wurde anschließend bis zum Delaminationsversagen der Klebeschicht invers simuliert, um die Vorhersagegenauigkeit des Delaminationszeitpunktes durch genauere Kennwerte für die Umformsimulation zu erhöhen. Ziel des mehrachsigen Laborversuchs bildet somit die genaue Kalibrierung des Materialmodells *MAT_ARUP* in *LS-Dyna* durch verbesserte Kennwerte zur Abbildung der Delamination von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden in der Blechumformung. Für die inverse Parametrisierung wurde in dieser Arbeit eine durch den mehrachsigen Laborversuch ermittelte Grenzkurve für die Klebschicht verwendet (vgl. Kap. 6.2.3). Die invers berechneten Kennwerte wurden abschließend verwendet, um zu prüfen, inwiefern die so bestimmten Kennwerte die Vorhersage des Delaminationsbeginns der Zwischenschicht beim Streckziehen im Vergleich jenen Kennwerten, welche aus den Grundversuchen ermittelt wurden (vgl. Kap. 6.2.1/ 6.2.2), verbessern. Die Umformsimulationen der Klebschicht wurden dazu anhand metallographischer Schlitze an bauteilähnlichen Geometrien, welche den Delaminationsbeginn zeigen, validiert (3).

6.1 Herstellung der Sandwichbleche

Für die folgenden experimentellen Untersuchungen in Kapitel 6.2 wurden die Sandwichbleche im Labor hergestellt. Dazu wurde der warmaushärtende Klebstoff DOW Betamate 1630 flächig und gleichmäßig auf die eben gelagerten Platinen mittels eines Handrakels appliziert. Um eine homogene Klebstoffverteilung zu erreichen, wurden Kalkglaskugeln mit einem Durchmesser von $100^1\mu\text{m}$ in den Klebstoff eingebracht. Abschließend wurden das nicht ausgehärtete Halbzeug zwischen zwei temperierten geschliffenen Platten ausgehärtet. In Kapitel 6 wurde ausschließlich der in Tabelle 6-1 verwendete Blechwerkstoff 1.4301 und Klebstoff Betamate 1630 verwendet.

Tab. 6-1: Verwendeter Blechwerkstoff und Klebstoff

Werkstoff	Blechdicke [mm]
1.4301	0,8 mm
Klebstoff	Klebdicke [mm]
Expoxidharz Dow Betamate 1630 (1-K)	0,1

Oberflächenvorbehandlung: Zur Maximierung der Adhäsionskräfte zwischen Klebstoff und metallischem Substrat wurde eine Oberflächenvorbehandlung nach DIN EN 13887 durchgeführt [DIN03c]. Dabei wurden vorhandene Unreinheiten (z.B. Öl) entfernt und die Oberfläche der Pla-

¹ Die Streuung des Durchmessers der Kalkglaskugeln beträgt $30\mu\text{m}$.

tinen durch Anrauen ihrer Oberfläche vorbereitet. Eine chemische Behandlung der Oberfläche kann zu einer weiteren Steigerung der adhäsiven Festigkeit führen [Sok13].

Temperatur/Aushärtung: Der warmaushärtende Klebstoffe wurden nach dem Auftragen auf die Platine mithilfe von geschliffenen Heizplatten auf Solltemperatur (~ 130-140°C) für 30 Minuten erwärmt [Dow15]. Aufgrund der dünnen Klebschicht wurde die maximale Temperatur von 150°C nicht überschritten, da der Klebstoff bei Überschreiten der vorgeschriebenen Aushärtezeit seine Festigkeit verliert.

6.2 Kennwertermittlung für stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde

In diesem Kapitel werden sowohl die genormten Versuche zur Kennwertermittlung von Sandwichblechen gemäß den geltenden Richtlinien nach DIN EN 15870, DIN EN 14869, DIN EN 25217 und DIN EN 1465 durchgeführt, als auch neue Prüfmethode bzw. die daraus abgeleiteten Grenzkurven für die Klebschicht, welche für die inverse Parametrierung verwendet werden, vorgestellt. Die Kennwerte werden für das Materialmodell *MAT_ARUP* (vgl. Kap. 2.5.2) in *LS-Dyna* verwendet, welches die folgenden Kennwerte verwendet:

- Zugfestigkeit - Kopfzugversuch (TENMAX)
- Scherfestigkeit - Scherzugversuch mit dicken Proben (SHRMAX)
- Bruchenergie im Mode I - Double Cantilever Beam Test (GCTEN)
- Bruchenergie im Mode II – Scherzugversuch mit dünnen Proben (GCSHR)

Die entsprechenden Charakterisierungsversuche und Modi wurden bereits in Kapitel 2.3.2 im Stand der Technik erläutert.

6.2.1 Kontinuumsmechanische Kennwertermittlung für Sandwichbleche

Kopfzugversuch nach DIN EN 15870

In Anlehnung an die in DIN EN 15870 [DIN09b] angegebenen Probengeometrien zur Bestimmung der Zugfestigkeiten von Stumpfklebungen wurden Kopfzugproben zur Ermittlung der Zugfestigkeit erstellt. Die demzufolge zugrunde gelegte Probengeometrie ist in Bild 6-2 dargestellt. Das Versuchsziel besteht in der Ermittlung der Zugfestigkeit (TENMAX) durch den Kopfzugversuch, welche für die Modellierung des Klebschichtversagens mittels des *MAT_ARUP*-Modells benötigt wurde. Tabelle 6-2 zeigt die verwendeten Werkstoffe und Versuchsparameter. Es wurden insgesamt 5 Wiederholungen des Versuchs durchgeführt.

Tab. 6-2: Verwendete Werkstoffe und Versuchsparameter

Werkstoff	S355
Durchmesser	24 mm Rundstahl
Länge des Rundstahls	100 mm
Geschwindigkeit	10 mm/min
Klebstoff	Expoxidklebstoff Dow Betamate 1630 – Klebdicke 0,1 mm

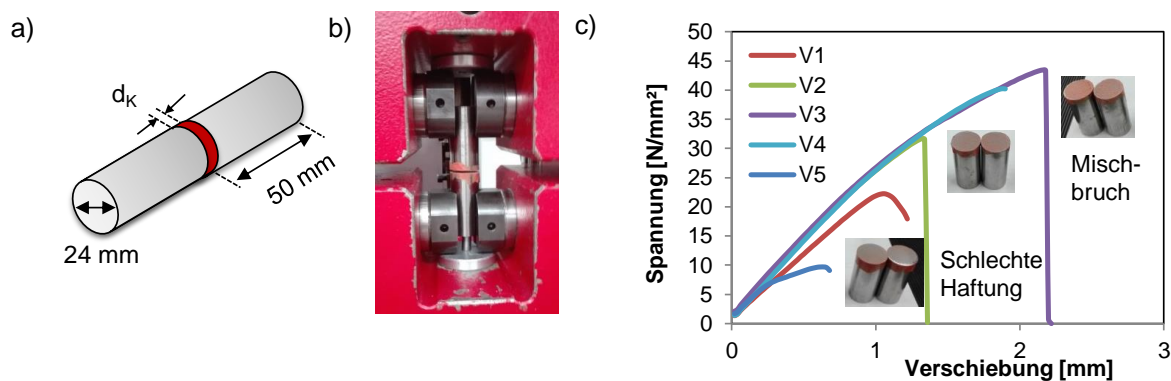


Bild 6-2: a) Probengeometrie der Kopfzugprobe; b) Probenaufnahme; c) Spannungsverläufe über der Verschiebung für den Klebstoff Betamate 1630, $d_k=100 \mu\text{m}$, Durchmesser: 24 mm, $v=10 \text{ mm/min}$

Das Bruchbild (vgl. Bild 6-2c) zeigt bis auf die Proben V1 und V5 einen adhäsiv-kohäsiven Mischbruch. Die Ergebnisse zeigen, dass besondere Sorgfalt auf die Probenherstellung gelegt werden muss. Kleine Einschlüsse (z.B. Luft) können bereits zu signifikanten Inhomogenitäten in der Klebschicht führen, welche wiederum zu Spannungsspitzen und einem frühen Risseintritt führen können. Für die Simulation wurden Kennwerte für die Zugfestigkeit des Klebstoffs Betamate 1630 von 22 bis 36 MPa (vgl. Bild 6-2) verwendet.

Scherzugversuch mit dicken Proben

Die Scherzugprobe mit dicken Proben bestimmt die Scherzugfestigkeit unter 90 Grad zur Beanspruchungsrichtung des Klebstoffs weitestgehend ohne plastische Verformung der Fügeteile [DIN11]. Es wurde der Scherzug mit dicken Proben (Probendicke $> 6 \text{ mm}$, vgl. Bild 6-3b) gewählt, um sicherzustellen, dass die Klebstoff- und nicht die Halbzeugkennwerte ermittelt werden. Der Kennwert wurde zur Abbildung der maximalen Scherfestigkeit des Klebstoffs in der Materialkarte MAT_ARUP verwendet. Die Ergebnisse des Scherzugs sind in Bild 6-3a dargestellt.

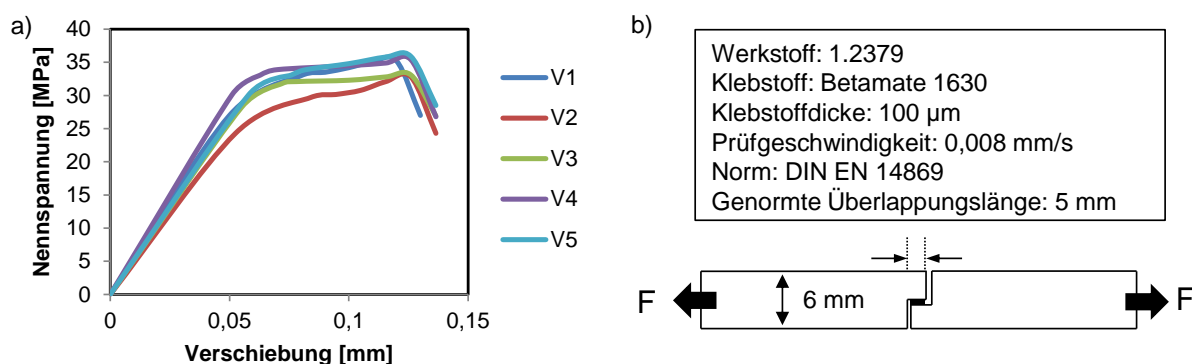


Bild 6-3: a) Nennspannung über Verschiebung; b) Scherzugprobe unter Scherbeanspruchung nach DIN EN 14869

Es fiel auf, dass die Substrate primär ein substratnahes, kohäsives Klebstoffversagen zeigten, welches auf eine gute Oberflächenvorbehandlung zurückzuführen war. Die geringere Streuung der

Messwerte ist auf eine gute Oberflächenbehandlung, aber auch auf die steife Probengeometrie zurückzuführen. Für die Umformsimulation zur Berechnung der Delamination der Klebschicht wurden Kennwerte für die Scherzugfestigkeit von 30 bis 36 MPa (vgl. Bild 6-4) verwendet.

6.2.2 Bruchmechanische Kennwertermittlung für Sandwichbleche

Für die Parametrisierung von bruchmechanischen Modellen werden üblicherweise die Bruchenergien in Normal- und Scherbeanspruchung (Mode I und II) ermittelt, um das Versagen der Klebschicht berechnen zu können. Dabei wird der Rissfortschritt während der Lasteinleitung gemessen. Die Bruchenergie im Mode I wird dabei üblicherweise mithilfe des *Double-Cantilever-Beam*-Test durchgeführt und die Bruchenergie im Mode II mit dem Scherzugversuch mit dünnen Proben (DIN 1465). Beide Versuche zur Ermittlung der Bruchenergien werden im Folgenden beschrieben.

Double-Cantilever-Beam-Test zur Ermittlung der Bruchenergie (Mode I)

Der *Double-Cantilever-Beam*-Test wurde gemäß der Norm DIN 25217 durchgeführt und dient zur Ermittlung der statischen Energiefreisetzungsrate G_{IC} in Belastungsmodus I [DIN09c]. Der zugehörige Versuchsaufbau ist Bild 6-5 dargestellt und zeigt zwei geschliffene Stahlprofile (Werkstoff E355), welche flächig miteinander verklebt wurden. Es wurde erneut der Kleber DOW Betamate 1630 in der Klebdicke 100 μm verwendet. In diesem Lastfall wird ein Versagen der Zwischenschicht durch eine Kraft, welche senkrecht zur Probenebene auf die mit einem Anriss versehene Verbundprobe wirkt, herbeigeführt. Der im Versuch ermittelte G_{IC} -Wert fließt in das Werkstoffgesetz bzw. die Materialkarte des *MAT-ARUP*-Modells (vgl. Kap. 6.3.1) ein. Unter Berücksichtigung dieser Kennwerte wird somit das postkritische Verhalten der Klebschicht unter Zugbelastung quer zur polymeren Klebschicht beschrieben.

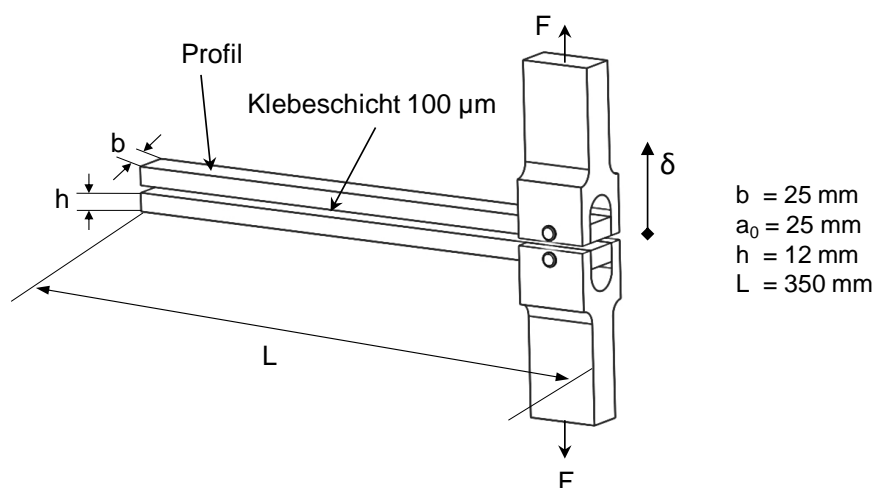


Bild 6-4: Aufbau und Abmessungen des *Double-Cantilever-Beam*-Test (DCB)

Die Lasteinleitung auf den Verbund (Stahlprofil, Epoxidharz-Klebschicht) wurde im Versuch normkonform über zwei Stahlprofile realisiert (vgl. Bild 6-4 und Tabelle 6-3). Das Biegemoment kann somit im Vergleich zu dünnen Blechproben minimiert werden. Um ein stabiles Risswach-

tum gewährleisten zu können, beträgt die Prüfgeschwindigkeit bei allen Proben bei 0,5 mm/min gemäß der Norm DIN 25217.

Tab. 6-3: Mechanische Kennwerte der DCB-Proben

Komponente	Werkstoff	Dicke [mm]	E-Modul (GPa)
Stahl	Stahl (E355)	12,8	210
Klebeschicht	Expoxidharz Dow Betamate 1630	0,1	1,53

Während des Versuches wurden der sich ausbreitende Rissfortschritt a , der Traversenweg δ und die Zugkraft F normkonform gemessen (vgl. Bild 6-5a/b). Um dies zu realisieren, wurden Bilder mittels einer HD-Videokamera in bestimmten Intervallen aufgezeichnet und an das Kraft-Signal gekoppelt. Eine applizierte Längenskala diente der Nachverfolgung und Beobachtbarkeit des Rissfortschrittes.

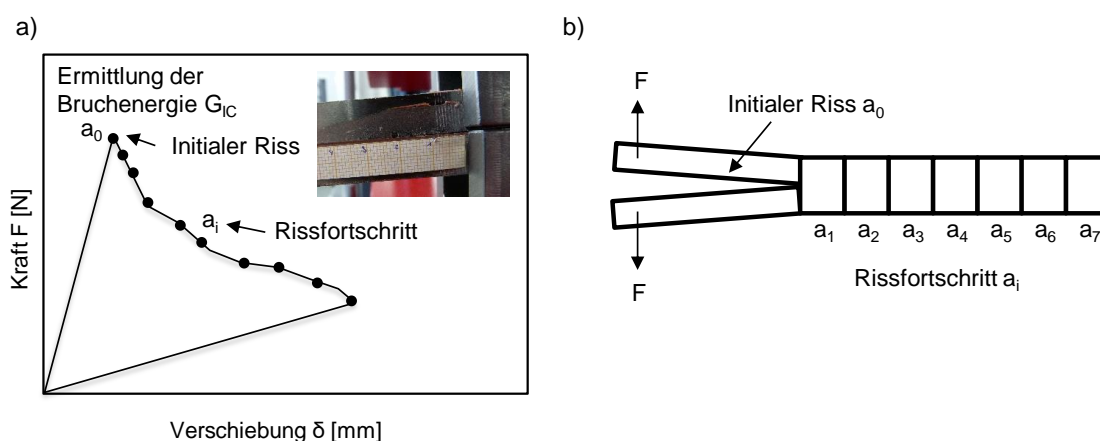


Bild 6-5: a) Kraft-Verschiebungs-Verläufe einer DCB-Probe;
b) Schematische Skizze des Rissfortschrittes zur Bestimmung der Bruchenergie G_{IC}

Die kritische Energiefreisetzungsrate G_{IC} kann anhand der sich ausbreitenden Rissfortschrittslänge a und der aufgetragenen Energie aus dem Kraft-Weg-Diagramm ermittelt werden. Nach der *Simple-Beam*-Theorie berechnet sich die Bruchenergie somit zu:

$$G_{IC}^{SBT} = \frac{3 \cdot F \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot a} \quad (\text{Gl. 6-1})$$

Die Berechnung der Bruchenergie geklebter Verbindungen nach der *Simple-Beam*-Theorie stellt die einfachste Methode zur Ermittlung der Bruchenergie aus den DCB-Versuchen dar. Die Schwäche dieser Berechnungsvorschrift liegt darin, dass der Biegebalken nicht ideal starr ist, sondern ein Biegemoment und damit eine zusätzliche Rotation am Biegebalken hervorruft. Die korrigierte Balkentheorie (CBT) berücksichtigt diese zusätzliche Rotation der Biegebalken, indem die Rissöffnung a um den Wert $|\Delta|$ bei der Berechnung virtuell interpoliert wird. Bild 6-6a zeigt die Ermittlung des Rissfortschrittes a und Bild 6-6b stellt die Ermittlung der Ausgleichsgeraden zur Bestimmung des Ausgleichsfaktors Δ dar. Der Ausgleichsfaktor Δ wurde mithilfe der in Bild 6-6b

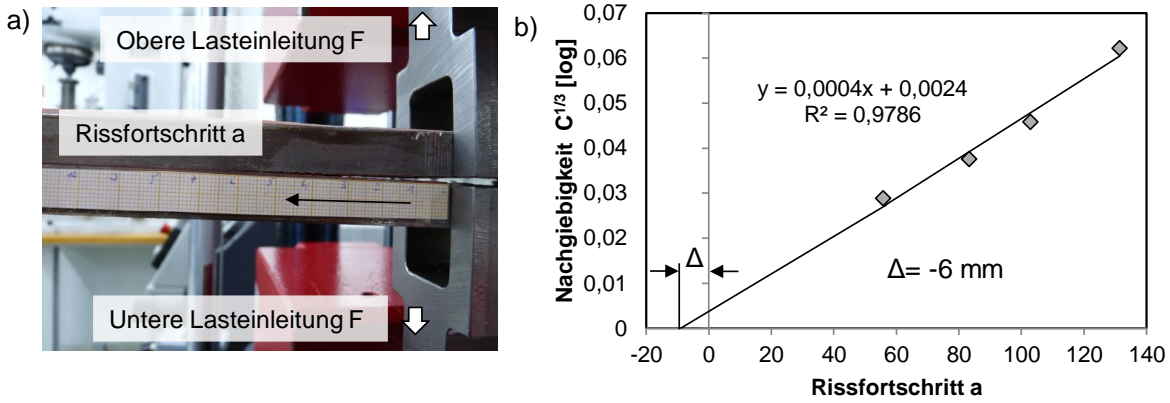


Bild 6-6: a) Ermittlung des Rissfortschritts a;
 b) Ermittlung der Nachgiebigkeit C zur Ermittlung des Ausgleichsfaktors $|\Delta|$

dargestellten Ausgleichsgerade berechnet und wurde für die Berechnung der Bruchenergie G_{IC} unter Verwendung der Gleichung Gl. 6-2 verwendet. Das Bestimmtheitsmaß R^2 ist dabei das Gütemaß der linearen Regression und stellt somit die Varianz der Ergebnisse dar, sodass eine geringe Abweichung der Messergebnisse bestätigt werden kann ($R^2=0,97$).

Die Bestimmung von G_{IC} nach der CBT erfolgt mit nachfolgender Formel:

$$G_{IC}^{CBT} = \frac{3 \cdot F \cdot \delta}{2 \cdot b \cdot (a + |\Delta|)} \quad \text{(Gl. 6-2)}$$

Die Bruchenergien G_{IC} für die beiden Theorien sind in Bild 6-7 dargestellt. Die Kurven sind nahezu deckungsgleich, was auf eine geringe Systemnachgiebigkeit C im Experiment schließen lässt. Die Ergebnisse sind auch im Vergleich zu anderen Autoren [DaS09] stimmig, welche die Bruchenergien für Epoxidharze mit 0,2 bis 1,3 N/mm beziffern. Für die Simulation wurden die Streuwerte bzw. Kennwerte für die Bruchenergie im Mode 1 von 0,3 bis 1,6 N/mm (vgl. Bild 6-7) verwendet.

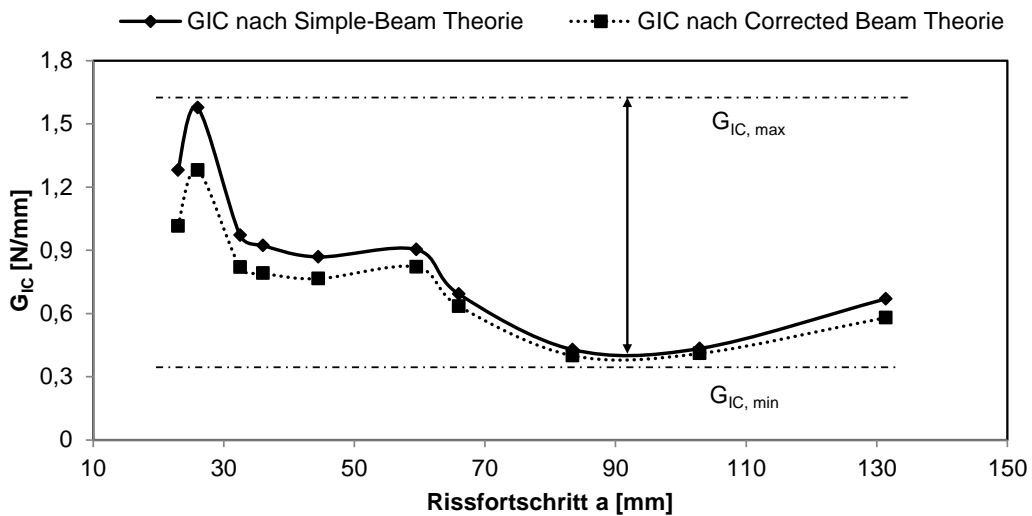


Bild 6-7: Ermittlung der Bruchenergie G_{IC} nach SBT- und CBT-Berechnungsmethode

Scherzugversuch zur vereinfachten Ermittlung der Bruchenergie (Mode II)

Unter der Prämisse, möglichst einfache Kennwerte für die Modellierung von Sandwichblechen zu finden bzw. zu verwenden, wurde der Scherzugversuch mit dünnen Proben gemäß der Norm DIN EN 1465 (anstelle des aufwändigen *End-Notched Flexure-Test*) durchgeführt, um die Bruchenergie im Belastungsmodus II zu ermitteln. Die entsprechende Probengeometrie ist in Kapitel 2.3.2 dargestellt. Die DIN 1465 führt Richtlinien zur Bestimmung der Scherzugfestigkeit von Überlappungsklebung auf. Die in der Norm empfohlene Überlappungslänge von 12,5 mm wurde um Überlappungslängen von 5 und 20 mm erweitert, um den Einfluss der Überlappungslänge auf die Bruchenergie G_{IIC} verbessert darzustellen. Neben dem Traversenweg der Zugprüfmaschine wurden auch lokale, punktuelle Verschiebungen in der Randzone der Klebschicht gemessen, um die realen Scherspannungswerte in der Klebung ermitteln zu können (vgl. Bild 6-8a). Damit wirken sich Störgrößen, wie z.B. die elastisch-plastische Dehnung der Füge­teile oder Spiel in den Spannwerkzeugen weniger auf das Messergebnis aus. Die Verschiebungen bzw. Dehnungen auf der Probe wurden mittels Photogrammetrie (*GOM Aramis*) gemessen.

Tab. 6-4: Probengeometrie und untersuchte Parameter des Scherzugversuchs nach DIN EN 1465

Überlappungslängen	5 mm; 12,5 mm; 20 mm
Breite	25 mm
Dicke	1,6 mm
Länge	200 mm
Geschwindigkeit	100 mm/min

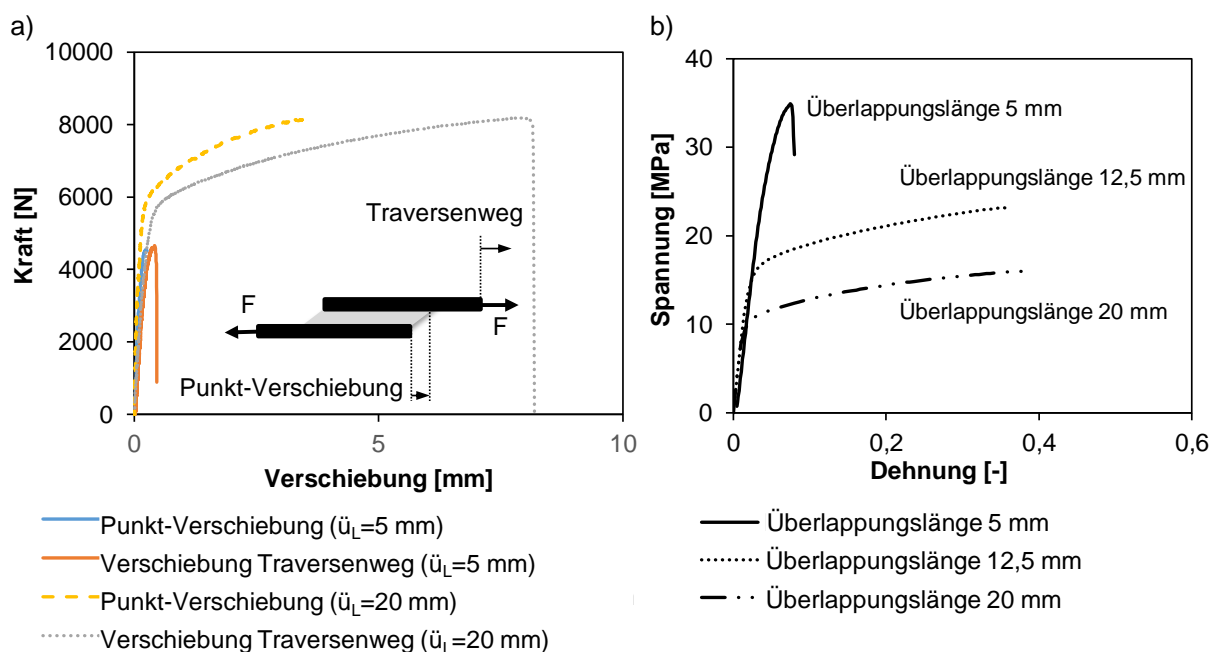


Bild 6-8: a) Kraft-Verschiebungs-Verlauf in Abhängigkeit der Überlappungslänge \bar{u}_L der Proben; b) Scherspannung über Dehnung

Bild 6-8a zeigt, dass die Ermittlung der Kraft-Weg-Verläufe durch den Traversenweg keine geeignete Methode darstellt, um Scherspannung bzw. die Bruchenergie zu bestimmen. Eine lokale, punktuelle Betrachtung der Verschiebung führt hier zu genaueren Ergebnissen und zeigt nur eine geringe Streuung der Messwerte (vgl. Bild 6-8a). Für kurze Überlappungslängen von 5 mm beträgt die Scherzugfestigkeit 35 N/mm² und kann mit den Absolutwerten aus dem Scherzugversuch mit dicken Proben verglichen werden. Hohe Überlappungslängen von 20 mm weisen eine relativ geringe Scherzugfestigkeit von 16 N/mm² auf. Diese große Diskrepanz kann mit dem eingeleiteten Biegemoment auf die Probe begründet werden (vgl. Bild 6-8b). Die Bruchenergie G_{IIC} konnte anschließend vereinfacht über das Integral der Kraft-Verschiebungs-Verläufe berechnet werden (vgl. Tab. 6-5). Für die Simulation wurden die Kennwerte für die Bruchenergie im Belastungsmodus II von 8 bis 24 N/mm verwendet.

Tab. 6-5: Bruchenergie in Abhängigkeit von der Überlappungslänge

	Überlappungs- länge 5 mm	Überlappungs- länge 12,5 mm	Überlappungs- länge 20 mm
Bruchenergie bei Scherbeanspruchung G_{IIC} [N/mm]	8,12	12,14	24,41

In den Versuchen fiel generell auf, dass ca. 70 % der Brüche durch Kohäsivversagen verursacht wurden und nur ca. 30% der durchgeführten Versuche einen Adhäsivbruch aufwiesen, sodass insgesamt von einem Klebstoffversagen ausgegangen werden kann. Tabelle 6-6 stellt zusammenfassend alle aus den Grundversuchen ermittelten Kennwerte für die Umformsimulation von dünnen Klebschichten und deren Streubereich dar. Es wird deutlich, dass die Kennwerte trotz sorgfältiger normgerechter Durchführung der Versuche einer hohen Streuung unterworfen sind, wie es bereits im Stand der Technik (vgl. Kap. 2.3.2) dargelegt wurde. Die hohe Streuung dieser Kennwerte bildet die Motivation in dieser Arbeit und soll in dem folgenden Kapitel mit einem neuen Versuchsaufbau verbessert werden.

Tab. 6-6: Streuung der Kennwerte aus den Grundversuchen

Parameter	Bezeichnung	Abkürzung	Minimum	Maximum	Einheit
Max. Zugfestigkeit (aus Kopfzugversuch)	TENMAX	T	22	36	[MPa]
Max. Scherfestigkeit (aus Scherzug mit dicken Proben)	SHRMAX	S	30	36	[MPa]
Bruchenergie Mode I (aus DCB-Test)	GCTEN	G_{CI}	0,3	1,6	[N/mm]
Bruchenergie Mode II (aus Scherzug mit dünnen Proben)	GCSHR	G_{CII}	8	24	[N/mm]

6.2.3 Laborversuch zur mehrachsigen Beanspruchung von dünnen Zwischenschichten

Die in Tabelle 6-6 ermittelten Kennwerte, welche für das Materialmodell *MAT_ARUP* zur Beschreibung des Versagens der Zwischenschicht benötigt wurden, weisen eine ausgeprägte Streuung auf, sodass der Delaminationszeitpunkt in der Zwischenschicht von Sandwichblechen nur ungenau ermittelt werden kann. Im folgenden Kapitel wird daher eine Vorgehensweise zur optimierten Kennwertermittlung von stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden unter mehrachsiger Beanspruchung auf Basis eines Laborversuchs beschrieben. Aus diesen Versuchen wurde abschließend eine neue Grenzkurve für Klebschichten abgeleitet, welche für die inverse Parameterbestimmung für die Simulation des Zwischenschichtversagens verwendet werden kann und somit genauere Werte liefert. Bild 6-9 stellt die Lasteinleitung auf die Probe durch das Deckblech dar und überträgt diese Beanspruchung in die Klebschicht.

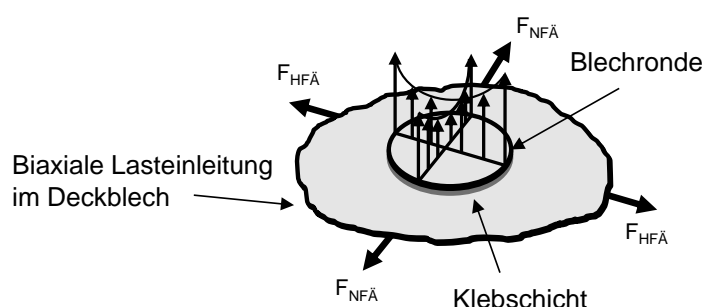


Bild 6-9: Prinzipskizze der eingeleiteten biaxialen Beanspruchung mit unten liegender Ronde

Versuchsaufbau und Durchführung

Zur Lösung der Problemstellung, die Delamination der Zwischenschicht in metallischen Mehrschichtverbunden zu messen, wurde der in DIN EN ISO 12004-2 beschriebene Versuchsaufbau nach *Marciniak* modifiziert [DIN08]. Die technische Realisierung des Versuchs wurde bereits in [Bol14] nachgewiesen. Der grundlegende, modifizierte Aufbau in dieser Arbeit unterscheidet sich vor allem durch den biaxialen Dehnungsmessstreifen, welcher unterhalb der kreisrunden Ronde (vgl. Bild 6-10) fixiert wurde, um den Delaminationszeitpunkt deutlich präziser und direkter messen zu können. Der Abfall der Dehnung in der Klebschicht kann somit orts aufgelöst und zeitnah ermittelt werden, bevor Versagen in den Deckblechen einsetzt.

Verwendete Werkstoffe und Klebstoffe

Für die experimentelle Untersuchung des Delaminationszeitpunktes wurde eine rostfreie Stahlgitterung der Güte 1.4301 mit der Blechdicke 0,8 mm für die obere und untere Platine verwendet. Um die beim Tiefziehen auftretenden Schubspannungen zwischen den beiden Deckblechen in der Klebschicht aufnehmen zu können, wurde der schubübertragende Strukturklebstoff *Dow Betamate 1630* in einer Schichtdicke von 100 μm aufgetragen. Die geklebten Ronden (vgl. Bild 6-10) wiesen einen Durchmesser von 40 bzw. 50 mm auf. Der Werkstoff 1.4301 wurde ausgewählt, um sicherzustellen, dass die äußeren Deckbleche nicht vor der polymeren Zwischenschicht versagten.

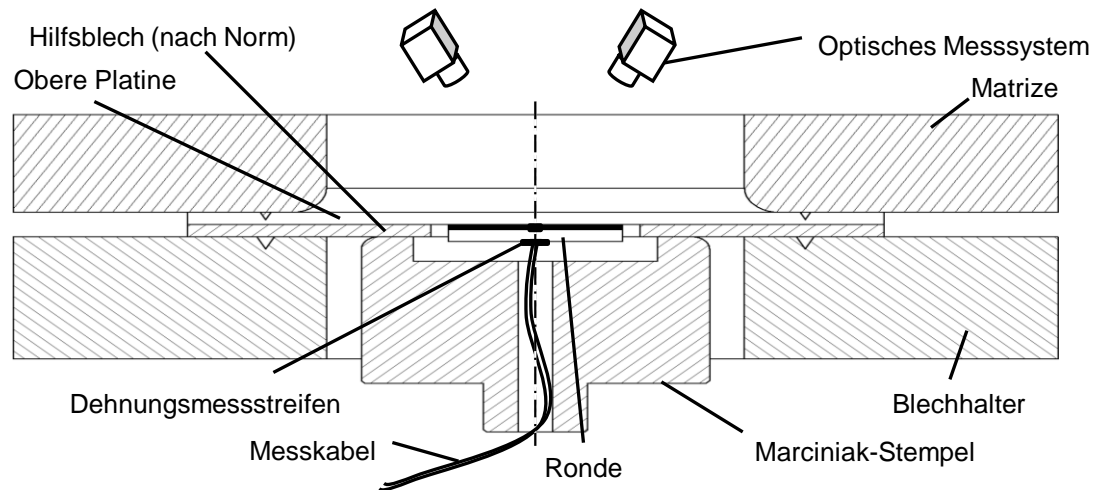


Bild 6-10: Experimenteller Versuchsaufbau zur biaxialen Delaminationsprüfung mit Hilfe von biaxial messenden Dehnungsmessstreifen in Anlehnung an *Marciniak* [Mar73; DIN08] und *Bolay* [Bol14]

Probengeometrie und Versuchsdurchführung

Ziel des Versuchs war es, einen zweiachsigen, ebenen Dehnungszustand mit definierten Haupt- und Nebenformänderungen in der Klebeschicht zu erzeugen, um den Versagenszeitpunkt dieser Klebschicht in Abhängigkeit von der Dehnung zu ermitteln. Der dafür verwendete Versuchs- und der Halbzeugaufbau ist anhand von Bild 6-10 schematisch dargestellt und ist an den *Marciniak*-Versuchsaufbau angelehnt. Die Halbschnittdarstellung zeigt die Umformung einer Probe mit darunterliegendem, gelochtem Hilfsblech nach Norm. Die Klemmsicken im Blechhalter erzeugen bei einer Vollprobe (Durchmesser 200 mm) einen biaxialen Dehnungszustand ($\varphi_1 = \varphi_2$) in der Probenmitte. Eine Änderung dieser Probengeometrie (vgl. Bild 6-12) mit unterschiedlichen Stegbreiten bedingen Dehnungszustände im Bereich des einachsigen Zugs sowie der ebenen Dehnung. DIN 12004-2 schreibt dazu mindestens fünf unterschiedliche Geometrien zur Aufnahme einer Grenzformänderungskurve vor. Bei den Versuchen wurden sechs verschiedene *Nakajima*-Proben mit 200 mm Durchmesser und Taillierungen von 200, 140, 110, 90, 70 und 30 mm verwendet, um verschiedene Dehnungszustände im Bereich der Stempelkappe abbilden zu können. Die ebene Anisotropie Δr begünstigt jedoch das Fließen des Blechwerkstoffs in eine Vorzugsrichtung, so dass bei allen Probengeometrien gilt $\varphi_1 \gg \varphi_2$. Das Minimum der FLC liegt erfahrungsgemäß im Bereich des ebenen Dehnungszustandes ($\varphi_2 = 0$), was üblicherweise mit Proben mit einer Breite von ca. 90 mm gemessen wird. Um diesen Abschnitt der FLC für nachfolgende Betrachtungen detaillierter abzubilden, wird die Abstufung der Probenbreite zwischen 110, 90 und auch 70 mm gewählt.

Das Eindringen des Stempels ($v=2$ mm/s) in der Blechebene der Ronde bewirkt eine Streckziehbelastung im Deckblech. Die Probe ist zwischen Blechhalter und Ziehring eingespannt und fließt lediglich aus der Blechdicke. Die Formänderung im Sandwichverbund wird dabei über das obere Deckblech eingeleitet. Die dabei eingeleitete Schubspannung im oberem Deckblech führt zu einer

plastischen Verformung in der untenliegenden Ronde. Solange die Zwischenschicht dabei delaminationsfrei ist, wird das Deckblech oberhalb der Ronde vom eindringenden Stempel deutlich weniger verformt, da die Beanspruchung auf beide Bleche (oberes Deckblech und Ronde) verteilt wird. Ist die maximale Scherfestigkeit der Zwischenschicht erreicht, beginnt die Ronde randseitig zu delaminieren und die Beanspruchung wird nur noch von dem oberen Deckblech aufgenommen. Mithilfe eines optischen Messsystems wird der zeitliche Verlauf der Formänderung der obenliegenden Probenseite erfasst und ausgewertet.

Die ebene Stempelgeometrie und der Einsatz des Hilfsblechs verursachen nur geringe Biege- und Reibbelastung zwischen der Probe und der Stempelgeometrie. Somit kann mit guter Näherung die Aussage getroffen werden, dass die Schubspannung, die zum Versagen der Zwischenschicht führt, nur durch den ebenen, zweiachsigen Spannungszustand hervorgerufen wird.

Zwei CCD-Kameras, die den zeitlichen Verlauf der Formänderung auf der Oberfläche der oben liegenden Probenseite erfassen, sind über dem Ziehring in den modularen Pressenaufbau integriert. Das System registriert das Messmuster auf der Oberfläche der Probe in zeitlich definierten Abständen und wertet anhand der Bilder über Photogrammetrie das Verzerrungsfeld des Bauteils aus.

Messung des Dehnungsfeldes des lasteinleitenden Blechs mittels Photogrammetrie

Die in-situ Prozessmessung der Formänderung zeichnet Bilder für Haupt- und Nebenformänderung der obenliegenden Probenseite über der Zeit auf. Diese Vorgehensweise ermittelt über den zeitlichen Formänderungsverlauf dieses Deckblechs den Delaminationszeitpunkt. Der Nachteil dieser Vorgehensweise liegt darin, dass der Beginn der Delamination mittels der zeitlichen Änderung des Formänderungsverlaufs des oben liegenden Deckblechs nur relativ ungenau bestimmt werden kann. Der Kurvenverlauf zeigt hier keinen charakteristischen Punkt, welcher den Beginn der Delamination aufzeigt (vgl. Bild 6-11a/b). Es kann der Beginn der Delamination daher nur abgeschätzt werden.

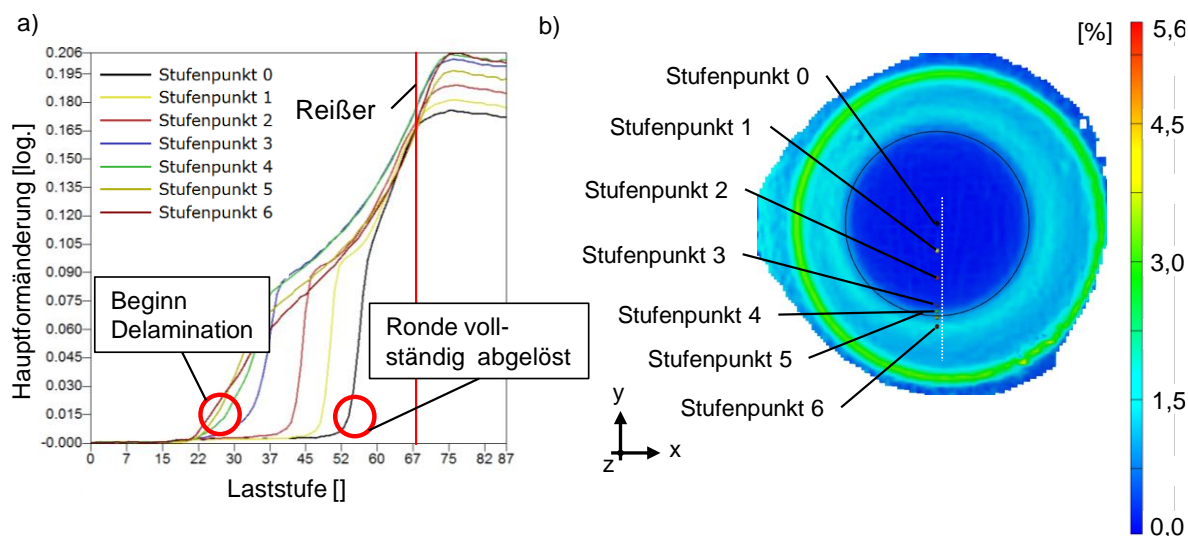


Bild 6-11: Hauptformänderungsverläufe zur Ermittlung des Delaminationszeitpunktes während der Umformung nach [Bol14]

Messung der biaxialen Dehnung der aufgeklebten Ronde mittels Dehnungsmessstreifen

Um den Delaminationsbeginn in der Klebschicht des Sandwichblechs zeitlich besser detektieren zu können, wurden Dehnungsmessstreifen in Rosettenform mit zwei rechtwinklig zueinander angeordneten Messgittern in Haupt- und Nebenformrichtung auf der Oberfläche der Ronden angebracht (vgl. Bild 6-10). Voruntersuchungen zeigten, dass sich die erreichten Formänderungen der 70 mm und 90 mm breiten, taillierten Proben am wenigsten unterschieden, sodass für die durchgeführten Untersuchungen die Probenbreiten 30, 90, 110, 140 und 200 mm für die DMS-Messung verwendet wurden. Die Dehnungen auf der Unterseite der Ronde konnten den Delaminationszeitpunkt in der Zwischenschicht mithilfe des DMS recht präzise bestimmen. Bild 6-12 zeigt die taillierten Proben nach der Umformung mittels des *Marciniak*-Werkzeuges.

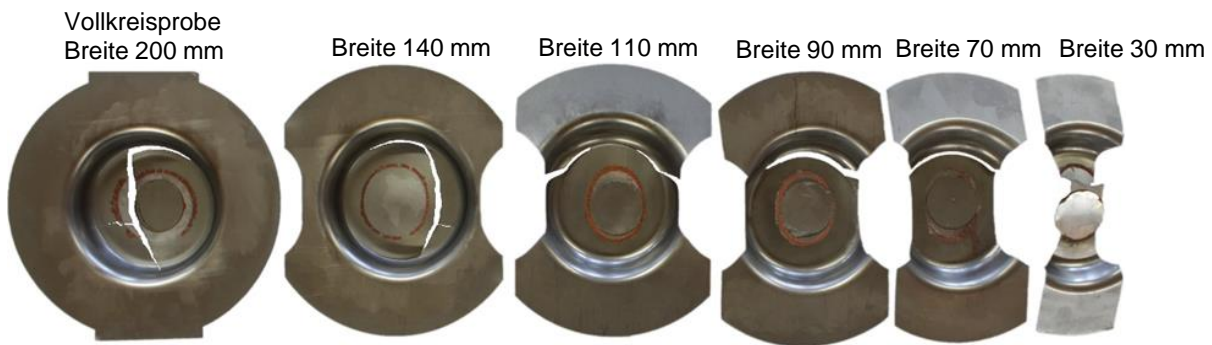


Bild 6-12: Darstellung der modifizierten Proben nach dem Streckziehprozess; Ronden wurden auf der Unterseite des Verbundes aufgeklebt

Bild 6-13 zeigt die gemessenen Dehnungen bzw. Haupt- und Nebenformänderungen (HFÄ, NFÄ) des biaxialen DMS über der Zeit für eine taillierte Probengeometrie mit der Breite von 110 mm. Bei Betrachtung des Hauptformänderungsverlaufs im Bild 6-13 wird zunächst ein moderater Anstieg mit anschließendem Abfall der Kurve ersichtlich (1). Diese Dehnungen entstehen beim Schließen des Blechhalters und anschließendem Aufsetzen des Stempels (2). Danach wird die Ronde in Hauptspannungsrichtung gedehnt und der Kurvenverlauf steigt an. Das Maximum der Hauptformänderung liegt bei $590 \mu\text{m}/\text{m}$ und entspricht dem Zeitpunkt der Delamination des Probenmittelpunktes (3), welcher in der GOM *Aramis* Messung bei Laststufe 22 (vgl. Bild 6-11a) eintrat. Der Delaminationsbeginn wird somit mithilfe des Dehnungsmessstreifens auf der Unterseite bestimmt und der zugehörigen Laststufe bzw. Haupt- und Nebenformänderung der oberen Probeseite zugeordnet. In Nebenformänderungsrichtung treten Druckspannungen und damit negative Dehnungen auf. Damit konnte der Delaminationsbeginn präziser bestimmt werden. Die *Aramis*-Aufnahme in Bild 6-13 zeigt die Probe kurz vor der vollständigen Delamination der Ronde und verdeutlicht, dass sich die Ronde in y-Richtung (Hauptformänderung) schneller ablöst als in x-Richtung (Nebenformänderung). Aus diesem Grund wölbt sich die Ronde nach vollständiger Delamination in y-Richtung.

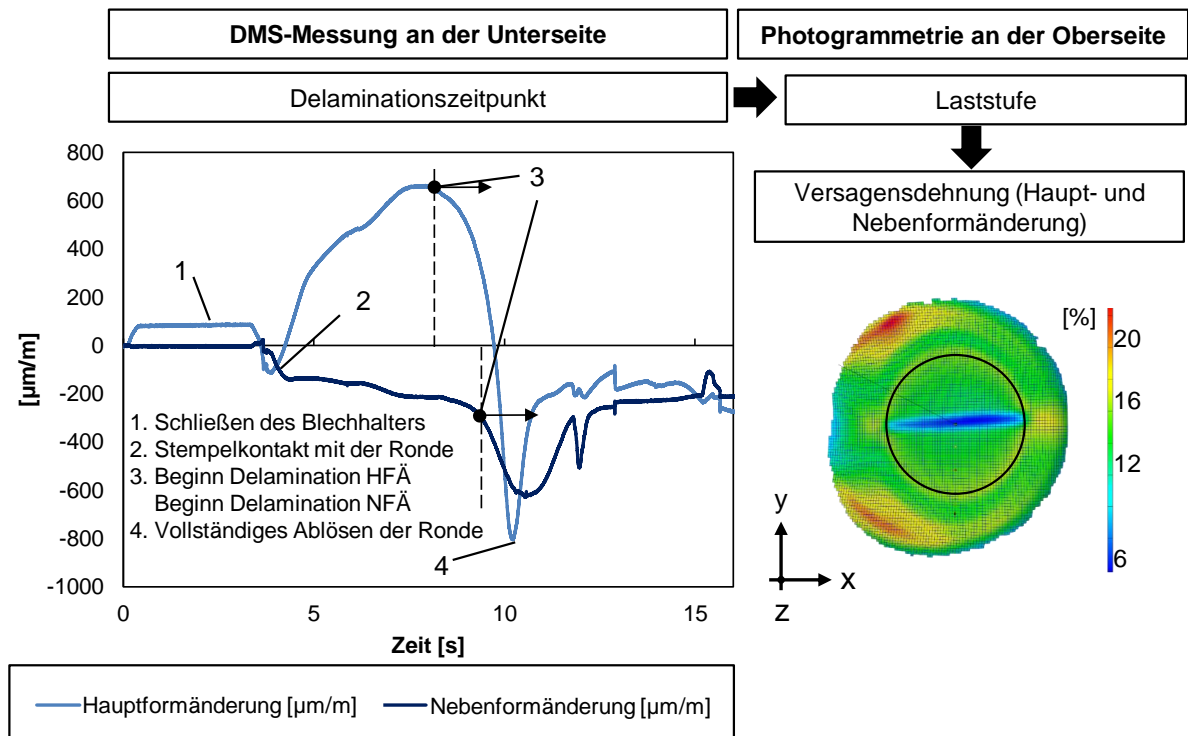


Bild 6-13: Haupt- und Nebendehnung auf der unteren Probenseite; Probenbreite 90 mm; Stempelgeschwindigkeit $v=2$ mm/s

Der in Bild 6-13 dargestellte Kurvenverlauf konnte somit verwendet werden, um den Delaminationszeitpunkt auf der Probenunterseite ermitteln zu können. Bei einer Vollronde tritt der Delaminationsbeginn unter biaxialer Beanspruchung auf der Probenunterseite bei Haupt- und Nebenformänderung gleichzeitig ein. Bei einer Probengeometrie mit kleinerer Stegbreite zeigte sich, dass der Delaminationszeitpunkt zu unterschiedlichen Haupt- und Nebenformänderungen eintritt. Die unterschiedlichen Haupt- und Nebenformänderungen der Probenoberseite konnten abschließend somit verwendet werden, um eine Delaminationsgrenzkurve für das Sandwichblech abzuleiten (vgl. Bild 6-14). Die Vorgehensweise zur Delaminationserkennung in dünnen Sandwichblechen ist auch in [Hof17a] beschrieben.

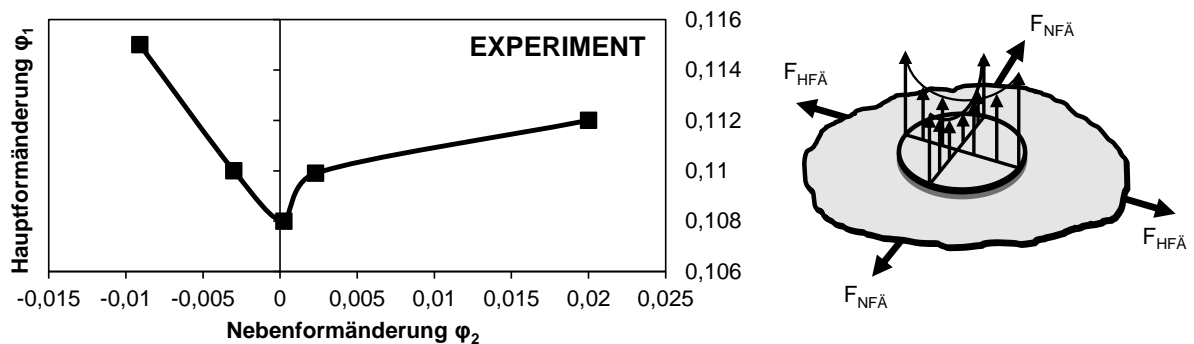


Bild 6-14: Mehrachsige Delaminationsgrenzkurve des stoffschlüssigen Mehrschichtverbundes (1.4301-1.4301; $s_0=0,8$ mm; Klebstoff: Betamate 1630; Klebschichtdicke: 100 μm)

Unter der Prämisse, dass der Zeitpunkt der Delamination mittels der zeitlichen Änderungsverläufe der Dehnungsmessstreifen auf der Oberfläche der Ronde registriert werden kann, war es möglich, eine dehnungsbasierte Delaminationsgrenzkurve für die untersuchten Verbundproben zu erstellen (vgl. Bild 6-14). Die Streuung der Messergebnisse lag trotz manueller Einzelfertigung der Proben in einem tolerierbaren Bereich, sodass die Versuche relativ reproduzierbar durchgeführt werden konnten. Die Ronde wird dabei nicht direkt beansprucht, sondern lediglich indirekt durch die Scherspannungen aus der Klebschicht.

Die Delaminationsgrenzkurve kann daher nicht – trotz ihrer Ähnlichkeit zur FLC – als Versagenskriterium verwendet werden, da die Dehnungszustände wegen der unterschiedlichen Relativbewegung von denen einer Tief- bzw. Streckziehbeanspruchung abweichen. Der beschriebene Versuch wurde vielmehr zur inversen Kalibrierung der numerischen Simulation verwendet (vgl. Kap. 6.3).

6.3 Numerische Simulation und inverse Parametrisierung der Klebstoffkennwerte von Sandwichblechen auf Basis der experimentellen Grenzkurve

Die in Kapitel 6.2.1 und 6.2.2 durchgeführten bruchmechanischen Versuche wurden in diesem Kapitel zur Parametrisierung der Streckziehsimulation verwendet. Auf diese Weise war es möglich, die bestehenden Materialmodelle aus der Klebtechnik (z.B. MAT_ARUP in *LS-Dyna*) zu verwenden und diese in Bezug auf eine mehrachsige Beanspruchung der Probe zu applizieren. Ziel der Simulation bildete die Ermittlung der optimalen Klebstoffparameter (σ_{opt} , τ_{opt} , G_{IC} , G_{IIC}) unter zweiachsiger Beanspruchung, um den Delaminationsbeginn während der Umformung möglichst genau berechnen zu können. Das Materialmodell MAT_ARUP kann durch Gleichung 6-3 beschrieben werden:

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\text{max}}}\right)^{\text{PWRT}} + \left(\frac{\tau}{\tau_{\text{max}}}\right)^{\text{PWRS}} = 1 \quad (\text{Gl. 6-3})$$

PWRT und PWRS (Power Law Tension/Shear) stellen den Normal- bzw. den Schubspannungsexponent dar. Gleichung 6-3 beschreibt die plastische Vergleichsdehnung innerhalb der Klebschicht. Falls die Gleichung den Betrag 1 überschreitet, dann beginnen die Elemente zu versagen. Die Bruchenergien G_{IC} und G_{IIC} stellen die Flächen unter den Funktionen dar und werden für die Materialkarte der Klebschicht in *LS-Dyna* benötigt (vgl. Kap. 2.5.2).

6.3.1 Aufbau und Durchführung der FEM-Simulation von Sandwichblechen

Der in Kapitel 6.2.3 beschriebene Versuchsaufbau wurde in der Simulationssoftware *LS-Dyna* in Anlehnung an Bild 6-15a nachgebildet. Aufgrund des speziellen Aufbaus der Platine mit der aufgeklebten Ronde musste die Vernetzung mit *Visual Mesh* (Fa. ESI) durchgeführt werden, um eine homogene Vernetzung der beiden Platinen zu erreichen. Es wurde das Materialmodell MAT_ARUP_ADHESIVE (MAT_169) verwendet, da dieses Materialmodell bereits in anderen wissenschaftlichen Arbeiten die verhältnismäßig besten Ergebnisse in Bezug auf das Delaminationsverhalten zeigte [Nut08; Bol14]. Bei der Verwendung des genannten Materialmodells wurde

das Kantenverhältnis der Elemente a von 2 zu 1 (Länge l zu Dicke h) nicht überschritten, um ein Verzerren der Elemente während der Umformung zu verhindern.

Für das Materialmodell MAT_169 können im Preprocessing des Programms *LS-Dyna* die Volumenelemente des Typs 1, 2 oder 15 verwendet werden. Diesbezüglich wurden vollintegrierte Volumenelemente des Typs 2 verwendet, da die Elemente des Typs 1 und 15 Verzerrungen während der Umformung durch unzureichende *Hourglassing*-Stabilisatoren zeigten.

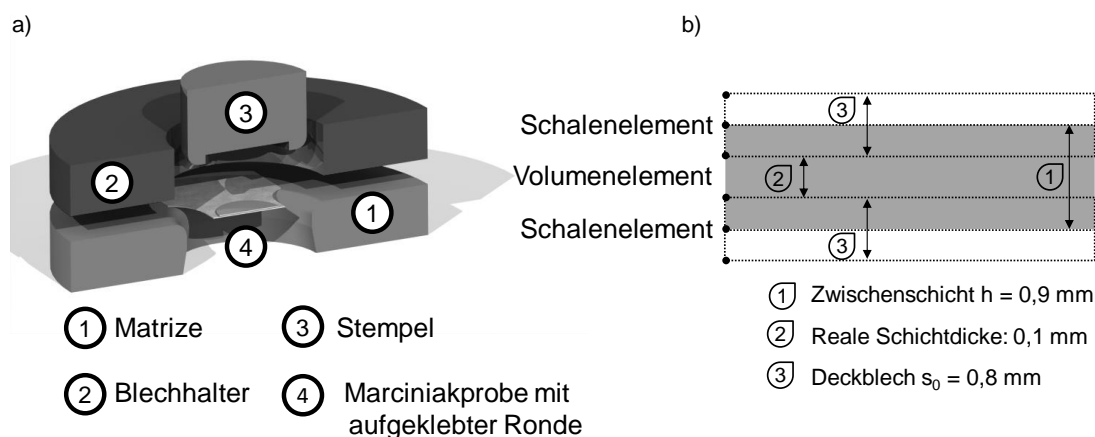


Bild 6-15: a) Werkzeuganordnung und Modellaufbau zur Simulation des Delaminationsbeginns von Sandwichblechen mittels mehrachsiger Beanspruchung; b) Modellierungsaufbau des MAT_ARUP Modells zur Bestimmung des Delaminationzeitpunktes

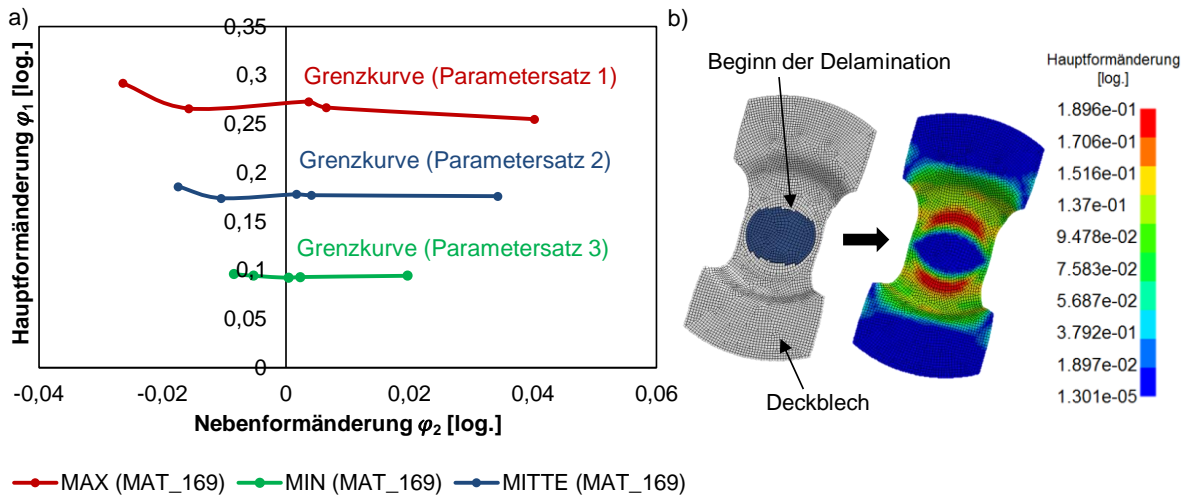
Für die Verwendung des Materialmodells MAT_ARUP wurden einige Koeffizienten definiert, welche notwendige Eingaben darstellen. Der Koeffizient THKDIR wurde mit 1 definiert, wodurch die Dickenrichtung anhand der Knotennummerierung festgelegt wird. Die tatsächliche Dicke der Zwischenschicht wurde mittels des Koeffizienten BTHK ($0,1$ mm) definiert. Mit dieser Option wurde die Erhöhung der Zwischenschicht durch die Verwendung von Schalenelementen kompensiert. Außerdem wurde der Parameter OUTFAIL verwendet, um Zusatzinformationen über den Zeitpunkt der Schadensinitiierung, den Versagensfunktionsterm und über die zu diesem Zeitpunkt wirkenden Kräfte zu erhalten.

Der beschriebene numerische Aufbau wurde für die verschiedenen Beanspruchungszustände (in Abhängigkeit von der Probengeometrie) nachgerechnet und wird im Folgenden in Kapitel 6.3.2 beschrieben.

6.3.2 Inverse Ermittlung der Kennwerte zur Charakterisierung der Zwischenschicht

Im ersten Schritt wurden die aus den Grundversuchen (vgl. Kap. 6.2.1 und 6.2.2) ermittelten Kennwerte (TENMAX, SHRMAX, GCTEN, GCSHR) verwendet, um den Laborversuch zur Ermittlung der Delaminationsgrenzkurve aus Kapitel 6.2.3 nachrechnen zu können. Die Ergebnisse sind in Abhängigkeit von den Klebstoffparametern (Maximal-, Minimal- und Mittelwerte) und der Probengeometrie in Form von Grenzkurven in Bild 6-16a dargestellt. Die Probengeometrie zeigt dabei nur einen geringfügigen Einfluss auf die Haupt- und Nebenformänderung im Vergleich zur konventionellen Formänderungskurve. Die Differenz zwischen den maximalen Streuwerten

(MAX) und den minimalen Streuwerten (MIN) ist jedoch beträchtlich (Faktor 2,5). Die Nebenformänderung zeigt dabei eine geringe Abhängigkeit auf die Grenzkurven. Somit wird ersichtlich, dass die hier definierte Grenzkurve nicht als Versagenskriterium, sondern ausschließlich als Kalibrierungskurve für die inverse Parametrisierung verwendet werden kann. Das Ziel besteht somit darin, die Parameter derart invers zu verändern, dass diese bestmöglich mit der experimentellen Grenzkurve übereinstimmen.



Legende (vgl. Tab. 6.6)

Parametersatz 1:

Kennwerte für MAX_(MAT169): TENMAX (36 MPa); SHRMAX (36 MPa); GCTEN (1,6 N/mm); GCSHR (24 N/mm)

Parametersatz 2:

Kennwerte für MITTE_(MAT169): TENMAX (29 MPa); SHRMAX (33 MPa); GCTEN (0,95 N/mm); GCSHR (16 N/mm)

Parametersatz 3:

Kennwerte für MIN_(MAT169): TENMAX (22 MPa); SHRMAX (30 MPa); GCTEN (0,3 N/mm); GCSHR (8 N/mm)

Bild 6-16: a) Änderung der Haupt- und Nebenformänderung in Abhängigkeit von der Streuung der Klebstoffkennwerte; b) Beginn der Delamination der Zwischenschicht

Um die in Bild 6-16 dargestellten Streuung der numerisch ermittelten Grenzkurven zu verkleinern, wurde der mehrachsige Laborversuch anschließend invers simuliert und mit der experimentellen Grenzkurve verglichen. Die dafür notwendigen Iterationsschritte wurden in der Simulationssoftware manuell durchgeführt, da es ohne weiteren Programmieraufwand nicht möglich war, einen numerischen Bezug zwischen den Elementen der Zwischenschicht und denen des Deckbleches, herzustellen. Bild 6-17 zeigt das Optimierungsergebnis verschiedener Grenzkurven für den 1K-Klebstoff Betamate 1630 und den Werkstoff 1.4301 ($s_0=0,8$ mm), welche auf verschiedenen Parametersätzen basieren und über mehrere Iterationsschritte an das Experiment angepasst wurde. Die blaue Kurve in Bild 6-17 zeigt die Grenzkurve, welche mit den optimierten Parametern aus der inversen Simulation bestimmt wurden. Diese optimierten Parameter werden u.a. zur Validierung der hier vorgestellten Methodik im nächsten Abschnitt verwendet.

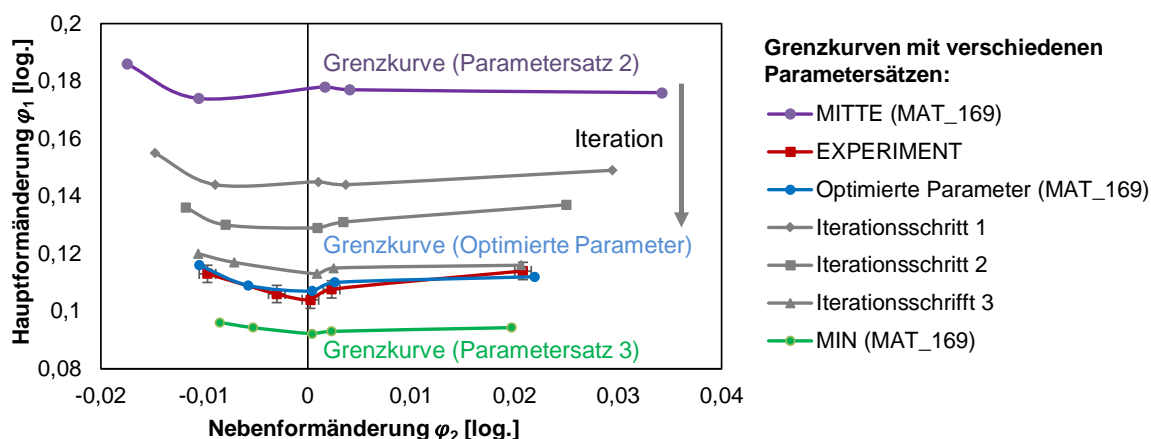


Bild 6-17: Berechnete und experimentell ermittelte Grenzkurven der Klebschicht in Abhängigkeit von einer mehrachsigen Beanspruchung; (Modell *MAT_ARUP_ADHESIVE*, Klebstoffdicke: 100 μm)

Tabelle 6-7 stellt die durch den mehrachsigen Laborversuch ermittelten optimierten Parameter mit denen aus den Grundversuchen ermittelten Parametern gegenüber. Es fällt auf, dass die optimierten Kennwerte für Zug- und Scherzugfestigkeit und der Bruchenergie im Mode I in etwa dem Mittelwert der Streuwerte entsprechen. Für die Bruchenergie im Mode II wurde der untere Wert des Streubandes als optimaler Wert (8 N/mm) ermittelt, sodass offenbar die Grenzen der Streubandes erreicht wurden. Eine Möglichkeit zur Optimierung der Bruchenergie im Mode II ist die Verwendung eines anderen, etwas aufwendigeren Versuchsaufbaus (*End-Notched-Flexure-Test*).

Tab. 6-7: Vergleich der optimierten Parameter mit Parametersätzen aus den Grundversuchen

Parameter	Abkürzung	Optimiert	Minimum	Maximum	Einheit
Max. Zugfestigkeit (aus Kopfzugversuch)	T	29	22	36	[MPa]
Max. Scherfestigkeit (aus Scherzug mit dicken Proben)	S	33	30	36	[MPa]
Bruchenergie Mode I (aus DCB-Test)	G _{CI}	0,8	0,3	1,6	[N/mm]
Bruchenergie Mode II (aus Scherzug mit dünnen Proben)	G _{CII}	8	8	24	[N/mm]

Die optimierten Kennwerte wurden abschließend verwendet, um zu prüfen, ob der Delaminationsbeginn während der Umformung gemäß der Zielsetzung aus Kapitel 3 genauer vorhergesagt werden konnte (vgl. Kap. 6.4).

6.4 Validierung der Delamination in der Zwischenschicht an bauteilähnlichen Geometrien

Die im Laborversuch invers ermittelten, optimierten Kennwerte für die Simulation der Delamination der Klebschicht in Sandwichblechen wurden abschließend verwendet, um das Materialmodell

(MAT_ARUP_ADHESIVE) für eine Streckziehsimulation (mit ähnlicher Beanspruchung) zu parametrisieren. Es wurde überprüft, inwiefern die invers bestimmten Kennwerte eine verbesserte Vorhersage des Delaminationszeitpunktes im Vergleich zu den streuenden Kennwerten aus Tabelle 6-6 erlauben. Es wurde dazu eine rotationssymmetrische Napfgeometrie mit einem Stempeldurchmesser von 100 mm verwendet (vgl. Bild 6-18a; vgl. Kap. 4.4.5). Es wurden dazu Näpfe mit verschiedenen Ziehtiefen (5 mm bis 30 mm) gezogen, um die Umformsimulation in Bezug auf den Delaminationszeitpunkt zu überprüfen. Die Ziehtiefe wurde dabei iterativ um einen Millimeter erhöht, bis ein Versagen der Klebschicht mittels metallographischer Schlitte festgestellt werden konnte.

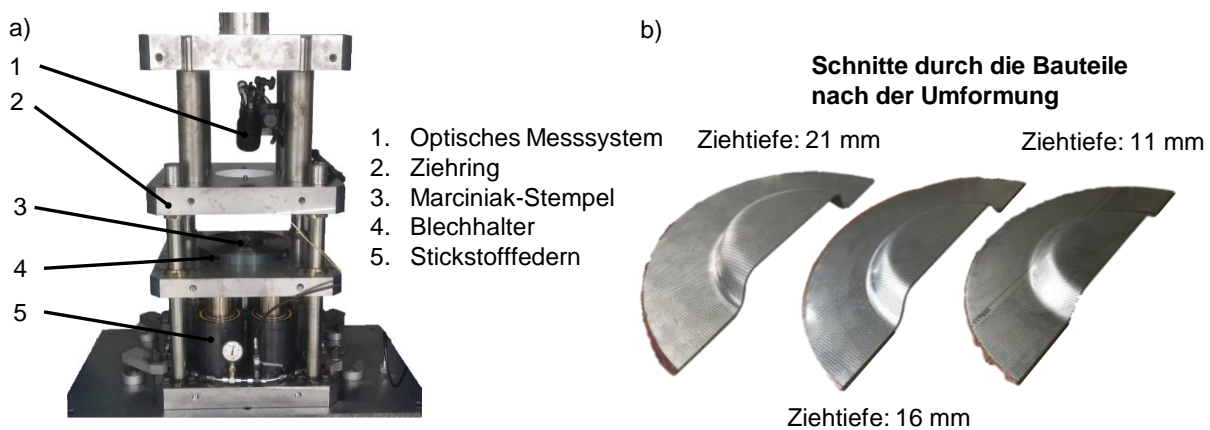


Bild 6-18: a) Versuchspresse zur Herstellung napfartiger Bauteile; b) Schnitte durch die Bauteile nach der Umformung zur Validierung der Delamination

Zur Validierung der Delamination wurden die Bauteile mechanisch mit Wasserkühlung getrennt, um metallographische Schnitte entlang der Bauteilachse zu entnehmen (vgl. Bild 6-18b). Die Schnitte sind in Bild 6-19a-c in Abhängigkeit von ausgewählten, verschiedenen Ziehtiefen im Vergleich mit den numerischen Ergebnissen dargestellt. Bild 6-19a/b zeigt eine intakte Klebschicht nach der Umformung für die Ziehtiefen von 11 mm und 16 mm. Bei einer Ziehtiefe von 21 mm kommt es hingegen zu einem Versagen der Klebschicht (vgl. Bild 6-19c), dabei konnten der Delaminationsort als auch der Delaminationszeitpunkt relativ präzise vorhergesagt werden. Der Delaminationsort, welcher im Bereich des Stempelradius liegt, ist in Bild 6-19c dargestellt. Es wird deutlich, dass bei geringer Ziehtiefe kein Ablösen bzw. keine Beschädigung der Klebschicht erfolgte. Somit konnte auch sichergestellt werden, dass die Delamination nicht durch den Trennvorgang bzw. das Präparieren der Probe auftrat. Als zusätzliche Validierungsmaßnahme wurden die Formänderungen des äußeren Napfes mit dem Messsystem GOM ARGUS aufgenommen und mit den numerischen Ergebnissen verglichen, um zu überprüfen, ob die berechneten Dehnungen am Deckblech mit den experimentell ermittelten Dehnungen übereinstimmen (vgl. Bild 6-16d-f). Die Ergebnisse von Simulation und Experiment stimmen sowohl qualitativ als auch quantitativ relativ gut überein.

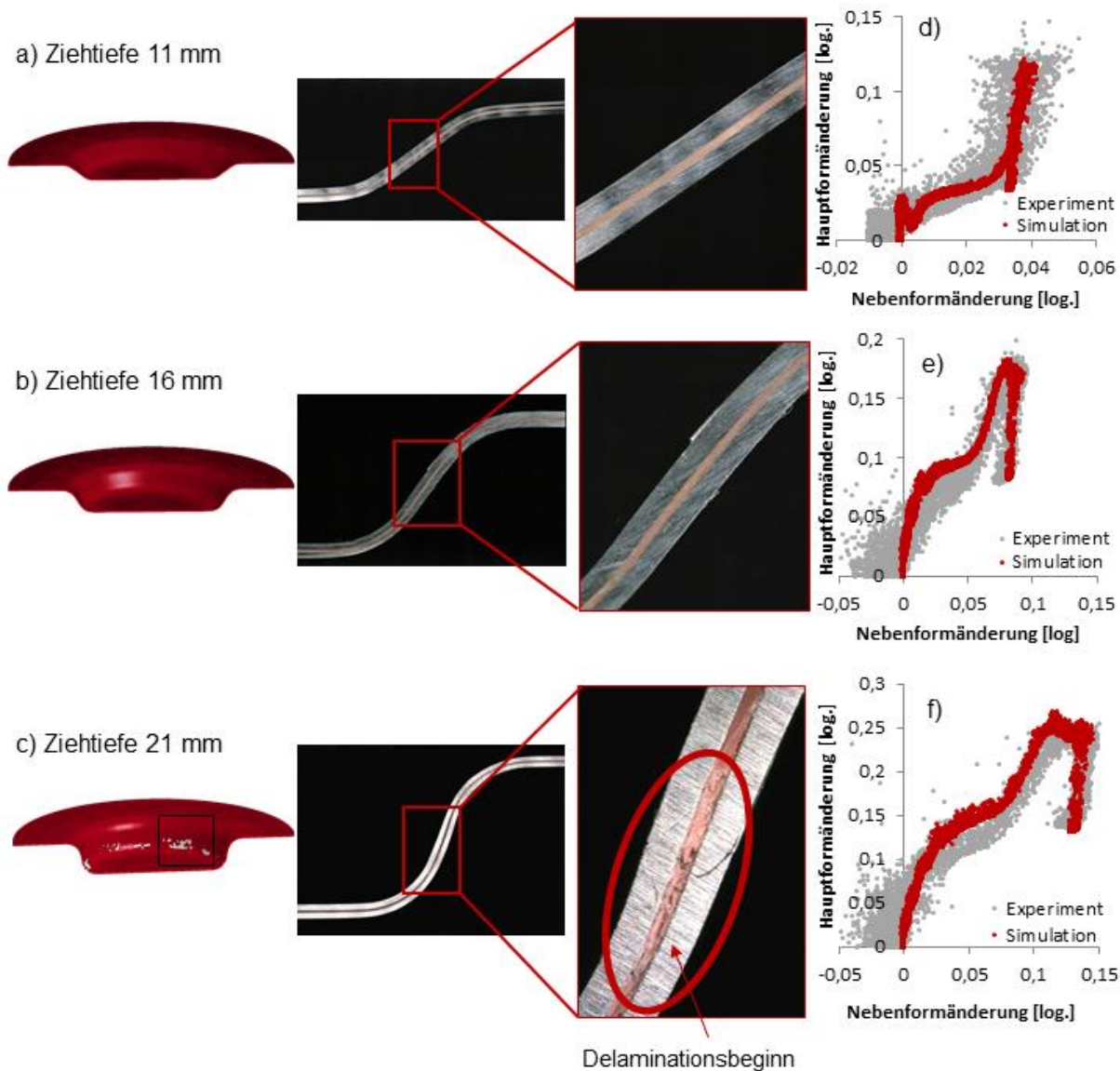


Bild 6-19: Validierung des Zwischenschichtversagens (Delamination); a) Ziehtiefe 11 mm (keine Delamination); b) Ziehtiefe 16 mm (keine Delamination); c) Ziehtiefe 21 mm (Delamination)

Bild 6-20 zeigt einen Vergleich der Vorhersage des Delaminationszeitpunktes in Abhängigkeit von der Ziehtiefe und von dem verwendeten Parametersatz (TENMAX, SHRMAX, GCTEN, GCSHR) für die Minimal- und Maximalwerte, welche für die Umformsimulation verwendet wurden. Der invers bestimmte optimierte Parametersatz konnte den Delaminationszeitpunkt bei einer Ziehtiefe von 20 mm im Vergleich zum Experiment (21 mm) am genauesten berechnen. Bei der Parametrisierung mit Minimalwerten konnte der Napf sogar nur bis zu einer Ziehtiefe von 11 mm gezogen werden, bevor eine Delamination eintrat. Bei der Parametrisierung der Umformsimulation mit Maximalwerten konnte hingegen keine Delamination beobachtet werden. Die Deckbleche versagten bei diesen Umformsimulationen zuerst. Ohne die inverse Optimierung der Simulationsparameter wäre es lediglich möglich gewesen, eine Näherungslösung aus den Mittelwerten der Grundversuche aus Kapitel 6.2.1 / 6.2.2 zu berechnen.

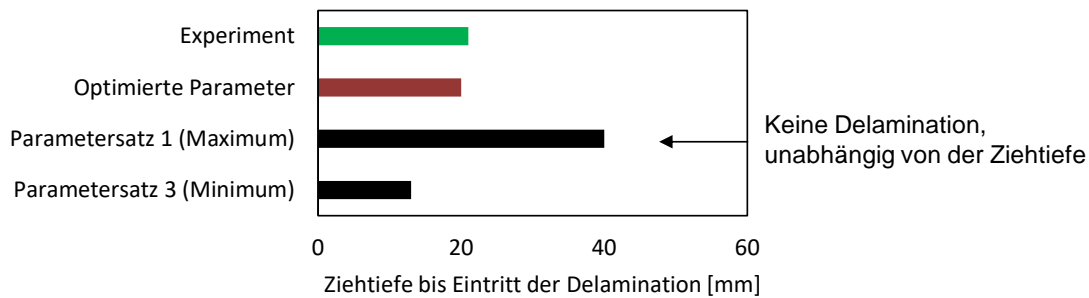


Bild 6-20: Validierung des Zwischenschichtversagens (Delamination); a) Ziehtiefe 11 mm (keine Delamination); b) Ziehtiefe 16 mm (keine Delamination); c) Ziehtiefe 21 mm (Delamination)

Abschließend kann somit konstatiert werden, dass die in diesem Kapitel vorgeschlagene Methodik zur Parametrisierung der Klebstoffkennwerte in der Umformsimulation erfolgreich eingesetzt wurde, um die Vorhersage der Delamination von stoffschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden zu verbessern.

6.5 Fazit zur Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von flächig gefügten stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden

Stoffschlüssige Mehrschichtverbunde neigen zur Delamination zwischen Klebeschicht und Deckblech. Die numerische Abbildung dieses Delaminationsverhaltens mithilfe des *MAT_ARUP*-Modells in *LS-Dyna* führt bei mehrachsiger Beanspruchung zu ungenauen Vorhersagen dieses Verhaltens, da die dafür notwendigen Grundversuche (Kopfzug, Scherzug, DCB-Test) bzw. die daraus ermittelten Kennwerte eine relativ große Streuung zeigen. Eine neue Methodik, welche auf einer inversen Parametrisierung eines biaxialen Laborversuchs basiert, verbessert diese Kennwertermittlung zur Vorhersage der Delamination von Sandwichblechen in der Blechumformung sichtbar. Der Delaminationsbeginn zeigte in der Umformsimulation mit den verbesserten Kennwerten eine Abweichung von 10 % zum Experiment. Alternativ können auch arithmetische Mittelwerte der Grundversuche zur Parametrisierung des Materialmodells *MAT_ARUP* verwendet werden, jedoch liefert dieser Parametersatz schlechtere Ergebnisse in Bezug auf die Berechnung der Delaminationsvorhersage von Sandwichblechen. Der Einsatz dieser Vorgehensweise zeigt sich besonders vorteilhaft, da das bestehende Materialmodell *MAT_ARUP* in *LS-Dyna* und die dafür notwendigen Parameter ohne Einschränkung verwendet werden können. Der hier beschriebene Ansatz reduziert die Anzahl der durchzuführenden Grundversuche von vier Versuchen auf einen Versuch. Die Startwerte für das *MAT_ARUP*-Modell (TENMAX; SHRMAX; GCTEN; GCSHR) sollten jedoch bekannt sein. Ein Nachteil der hier beschriebenen Methodik ist der durchaus aufwendige mehrachsige Kalibrierungsversuch mit dem aufgeklebten Dehnungsmessstreifen, welcher durchgeführt werden muss, um die verbesserten Kennwerte für die Umformsimulation zu erhalten.

7 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Mehrschichtverbundbleche verbinden die Vorteile unterschiedlicher Werkstoffe mit den Eigenschaften eines geringen Gewichts, einer hohen Biegesteifigkeit und einer verbesserten Schall- bzw. Vibrationsdämpfung. Derzeit finden diese hybriden Halbzeuge jedoch aufgrund noch fehlender Auslegungsmethoden nur ein geringes Einsatzspektrum in industriellen Produkten.

Ein wesentliches Ergebnis der Dissertation besteht daher in der Entwicklung neuer Prüfverfahren und der Findung von Kennzahlen zur Charakterisierung und auch der numerischen Umformsimulation von stoff- und kraftschlüssig gefügten Mehrschichtverbunden.

Kraftschlüssige Mehrschichtverbunde wurden dazu durch das mechanische Fügeverfahren *Gemeinsamtiefziehen* hergestellt und weisen nach der Umformung eine flächige Verpressung von innerem und äußerem Bauteil auf. Die maximale Verbindungsfestigkeit bzw. Verbindungskraft des Mehrschichtverbundes, welche die zentrale Kennzahl dieser Arbeit bildet, wurde dabei auf Basis eines Auszugsversuch in der Zugprüfmaschine ermittelt. Die maximale gemessene Auszugskraft von 10 kN der auf diese Weise hergestellten hybriden Verbunde konnte mit der Werkstoffkombination DP1000 und DC04 erzielt werden, ohne dass weitere Hilfsfügeelemente verwendet wurden.

Zuerst wurden die mechanisch-technologischen Kennwerte der verwendeten Blechwerkstoffe ermittelt und die tribologischen Grundversuche durchgeführt, welche für die numerischen Berechnungen zur Ermittlung der Verbindungskraft verwendet wurden. Die dazu durchgeführten Streifenziehversuche wurden in Abhängigkeit von der Werkstoffkombination, des Beölungszustandes und der Flächenpressung durchgeführt. Die Ergebnisse der Streifenziehversuche wurden anschließend zur Parametrisierung des Reibungsmodells nach *Kaminsky* verwendet. Die numerische Berechnung der Verbindungskraft zeigte später, dass keine wesentliche Verbesserung der Vorhersage der Verbindungskraft unter Verwendung von flächenpressungsabhängigen Reibungszahlen im Vergleich zu konstanten Reibungszahlen erzielt werden konnte.

Die Beschreibung der Rückfederungswchselwirkungen zwischen dem innen- und außenliegenden Napf stellt eine wichtige Größe zur numerischen Vorhersage der Verbindungskraft dar, sodass ein Werkzeug zur Durchführung von Zug-Druck-Versuchen zur Ermittlung der kinematischen Verfestigungsparameter konstruiert wurde. Mithilfe des Versuchswerkzeuges konnten die Spannungs-Dehnungs-Diagramme ermittelt werden, welche für die inverse Parametrierung des *Yoshida-Uemori*-Modells verwendet wurden. Es konnten Druck-Dehnungsbeträge von bis zu 6% für hochfeste Blechproben aus DP1000 appliziert werden. Bei Werkstoffen mit geringer Festigkeit (z.B. AA5754) tritt ein Ausknicken der Probe bei Dehnungsbeträgen von größer als 5% auf. Abschließend wurden die Parameter für das *Yoshida-Uemori* Modell durch eine inverse Ein-Element-Simulation in *LS-Opt* ermittelt. Die Parameter wurden für verschiedene Dehnungsbeträge ($\varepsilon=1\%$ bis $\varepsilon=8\%$) als auch für eine mehrfache Lastumkehr ermittelt und anschließend wurde das Berechnungsergebnis der Rückfederungssimulation mit dem realen Experiment verglichen. Das Ergebnis dieser Simulationen bzw. Experimente zeigte, dass die Parameter der kinematischen

Verfestigung einen signifikanten Einfluss auf die Rückfederung aufweisen. Ein Parametersatz, welcher mittels kleiner Dehnungsbeträge ermittelt wurde, scheint die besten Ergebnisse in Bezug auf die Rückfederungsberechnung des Validierungsbauteils zu liefern. Ein Parametersatz, welcher aus einer mehrfachen Lastumkehr berechnet wurde, zeigt keine Verbesserung der Rückfederungsberechnung.

Die Verpressung der beiden Bauteile ist zudem maßgeblich abhängig von den Prozess-, Halbzeug- sowie Geometrieparametern. Es konnte sowohl experimentell als auch numerisch gezeigt werden, dass die Werkstoffkombination von innen- und außenliegendem Napf, die gewählte Blechdicke, die Ziehtiefe und die Reibungszahl die signifikantesten Einflüsse auf die Verbindungskraft nach der gemeinsamen Umformung aufweisen. Dabei ist darauf zu achten, dass die Bauteile eine nahezu senkrechte Bauteilzarge (Winkel $< 3^\circ$) aufweisen sollten, da konische Hybridbauteile keine Verbindungskräfte übertragen können. Die experimentell ermittelte Mindestziehtiefe der Verbunde zur Übertragung von Verbindungskräften liegt bei einer Ziehtiefe von ca. 20-25 mm.

Die aufwendige Charakterisierung der Verbindungskraft der gemeinsam tiefgezogenen Verbunde mittels des Auszugversuchs kann durch den Einsatz von numerischen Berechnungen der Verbindungskraft erheblich vereinfacht werden. In dieser Arbeit wurde gezeigt, dass die Vorhersage der Verbindungskraft zwischen zwei gemeinsam tiefgezogenen Näpfen sowohl mit Schalenelementen in *LS-Dyna* als auch mit Volumenelementen in *Deform* relativ genau berechnet werden kann. Bei Verwendung von Schalenelementen wurde das genaueste Ergebnis in Bezug auf die Vorhersage der Verbindungskraft mit dem Materialmodell MAT_226 in *LS-Dyna* erreicht, da dieses Modell die kinematische Verfestigung unter anderem abbilden kann. Die Prognosegenauigkeit der Verbindungskraft der beiden Modellierungsansätze ist vergleichbar.

Auch der Einfluss der Bauteilgeometrie auf die Verbindungskraft von gemeinsam tiefgezogenen Bauteilen wurde mittels numerischer Simulationen untersucht. Dabei konnte festgestellt werden, dass rotationssymmetrische Bauteile im Vergleich zu nicht-rotationssymmetrischen Bauteilen eine höhere Verbindungskraft aufweisen. Diese Reduzierung der Verbindungskraft konnte mithilfe der Krümmung der Bauteile quantifiziert werden. Bei rotationssymmetrischen Bauteilen hängt die Verbindungskraft primär von der Ziehtiefe und nur wenig vom Durchmesser ab. Dieser Effekt konnte damit erklärt werden, dass sich die Struktursteifigkeit der Bauteile und die gekrümmte Mantelfläche in Bezug auf die Verbindungskraft invers zueinander verhalten.

Zur Prognose der Verbindungskraft zwischen zwei gemeinsam umgeformten Näpfen wurde ein empirisch-numerisches Prognosemodell zur Vorhersage der Verbindungskraft für rotationssymmetrische Bauteile mittels Simulationen des Auszugversuchs abgeleitet. Dieses Prognosemodell konnte für die Werkstoffkombinationen (DP800/DC04 und 1.4301/DC04), welche nicht konkrete Stützstellen des Metamodells bildeten, validiert werden. Es konnte eine analytische Gleichung ermittelt werden, welche die Prognose der Verbindungskraft in Abhängigkeit von den Parametern des Elastizitätsmoduls, der Zugfestigkeit, der Blechdicke, der Ziehtiefe und der Reibungszahl für zylindrische Bauteile zulässt.

Die Ergebnisse des Fügeverfahrens des *Gemeinsamtiefziehens* wurden anschließend vor dem Hintergrund praxisnaher Anwendungsbeispiele erweitert. Das Verfahren eignet sich insbesondere für die Integration von Versteifungs- bzw. Befestigungselementen in kraftschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde, ohne auf weitere Fügehilfsmittel wie etwa Nieten, zurückzugreifen. Somit kann die Montagezeit zukünftiger Baugruppen durch die einstufige Integration von Funktionselementen in Mehrschichtverbunde verkürzt und dadurch ein wirtschaftlicher Vorteil erzielt werden. Konkret wurden Rändel- und Sechskantmutter durch einen Stülpzieh-, gefolgt von einem Tiefziehprozess, in den Hybridverbund eingepresst. Abschließend wurde geprüft, ob der Reibschluss der flächigen Verpressung ein Drehmoment, welches über das Befestigungselement eingeleitet wurde, übertragen kann. Die wesentlichen Erkenntnisse zeigten, dass mit Näpfen mit einem Durchmesser von 100 mm aus höherfesten Blechwerkstoffen (DP1000; $s_0=1,0$ mm/DC04; $s_0=0,8$ mm) ein maximales Drehmoment von über 80 Nm bei der Verwendung von Sechskantmutter erreicht werden kann. Ringförmige Rändelmutter erzeugen keinen Formschluss im äußeren Napf und übertragen daher nur ein geringes Drehmoment von ca. 15 Nm. Dieses Drehmoment kann durch gezieltes Einkleben auf 70 Nm erhöht werden.

Stoffschlüssig gefügte Mehrschichtverbunde, sogenannte „Sandwichbleche“, bestehen aus zwei Deckblechen und einer Zwischenschicht aus Kunststoff. Die numerische Auslegung der Verbindungsfestigkeit solcher Verbunde gestaltet sich insbesondere wegen der ungenauen Kennwertermittlung unter mehrachsiger Beanspruchung in Bezug auf das Versagen (Delamination) der Zwischenschicht als kritisch. Eine inverse Parameteridentifikation der Klebstoffparameter auf Basis einer neuen Grenzkurve, welche durch ein mehrachsiges Prüfverfahren entwickelt wurde, löst dieses Problem. Die Vorhersage des Delaminationszeitpunktes der Klebschicht in Sandwichblechen konnte mit dieser Methode im Vergleich zur herkömmlichen Kennwertermittlung (Mittelwert aus den bruchmechanischen Kennwerten), wesentlich verbessert werden.

Die vorliegende Arbeit vermittelt ein grundlegendes Verständnis zur Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von kraft- und stoffschlüssigen Mehrschichtverbunden in der Blechumformung. Weiterer Forschungsbedarf besteht aus umformtechnischer Sicht vor allem auf folgenden Gebieten:

- Weiterführende Arbeiten könnten die im Rahmen dieser Arbeit entstandenen Erkenntnisse nutzen, um das *Gemeinsamtiefziehen* auch in anderen Branchen zu nutzen. Denkbar sind hier Anwendungen im Design-, Verpackungs- oder Korrosionsschutzbereich, welche nur geringe Anforderungen an die mechanische Beanspruchung der Bauteile in der Nutzungsphase stellen. Die durch *Gemeinsamtiefziehen* hergestellten Verbunde weisen zudem die Eigenschaft auf, dass das innere und äußere Bauteil unterschiedliche Funktionen übernehmen können. Ein einfaches Beispiel könnte ein säurehaltiges Gefäß sein, welches sowohl Anforderungen an die chemische Beständigkeit des Gefäßes, die Verbindungsfestigkeit als auch den Leichtbau stellt.
- Gemeinsam tiefgezogene Bauteile weisen zudem sehr gute Dämpfungseigenschaften auf, sodass diese bereits in industriellen Anwendungen eingesetzt werden (vgl. Kap. 1). Die

Charakterisierung dieser Dämpfung in Abhängigkeit von Bauteilgeometrie, Werkstoffkombination und Blechdicke stellt ebenfalls noch eine nicht ausreichend beantwortete Fragestellung dar. Ziel dieser zukünftigen Arbeiten könnte eine Schallabsorption durch das Blechbauteil sein, welche in Form von Auslegungsrichtlinien quantifiziert werden.

- Im Rahmen der Digitalisierung von Blechbauteilen könnten Leiterbahnen oder andere Sensoren auf der innenliegenden Seite der Blechbauteile, welche durch *Gemeinsamtiefziehen* hergestellt werden, integriert werden. Dies hat den Vorteil, dass die Leiterbahnen gegen Verschleiß durch den Hybridbau geschützt sind.
- Zukünftige Arbeiten mit der Finiten Elemente Simulation von Sandwichblechen können verbesserte Methoden zur Validierung des Zwischenschichtversagens von dünnen Sandwichblechen, beinhalten. Die Methode des mechanischen Auftrennens zur Validierung des Zwischenschichtversagens ist aufwendig und zeitintensiv.

8 ANHANG

8.1 Anhang zum Yoshida-Uemori Modell

Ein in aktuellen FEM-Programmen häufig verwendetes Modell ist das kinematische Verfestigungsmodell für Blechwerkstoffe von *Yoshida* und *Uemori*. Das Modell basiert auf zwei Fließflächen. In der ursprünglichen Form kann das kinematische Verfestigungsverhalten mit Hilfe von 7 Parametern ($Y, C, B, R_{sat}, b, m, h$) beschrieben werden. Diese werden im folgenden Abschnitt vorgestellt und erläutert. In nachfolgender Abbildung ist der schematische Aufbau der beiden Fließflächen dargestellt. Für die Arbeit sind ausschließlich die Parameter in Tabelle 8-1 von Relevanz.

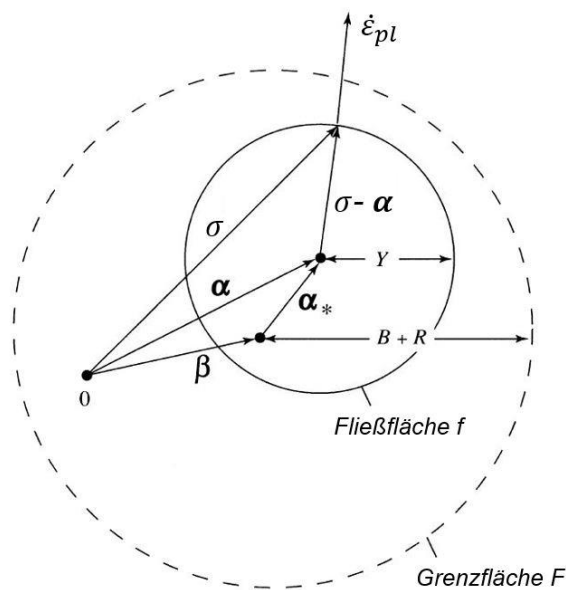


Bild 8-1: Darstellung des Zwei-Flächenmodells von *Yoshida-Uemori* [Yos02a]

Das Modell nimmt eine kinematische Verfestigung der Fließfläche an, welche sich innerhalb einer Grenzfläche verschiebt. Die *Fließbedingung* f kann hierbei definiert werden als:

$$f = \phi(\sigma - \alpha) - Y = 0 \quad (1)$$

wobei der Ausdruck ϕ eine Funktion für ein anisotropes Fließkriterium, σ den Cauchy-Spannungstensor, α den Rückspannungstensor und Y die anfängliche Fließgrenze bezeichnet. Die *Grenzfläche* F selbst verfestigt sich isotrop-kinematisch und wird durch Gleichung 2 ausgedrückt:

$$F = \phi(\sigma - \beta) - (B + R) = 0 \quad (2)$$

wobei β den Mittelpunkt der Grenzfläche, B die Größe der Anfangsfläche und R das isotrope Verfestigungsverhalten definieren.

In Bild 8-2a ist die kinematische Verschiebung der Fließfläche innerhalb der Grenzfläche für eine einachsige Zug-Druck-Belastung abgebildet. Die Grenzfläche wird dabei durch die Grenzlinie der Vorverformung $\sigma_{bound}^{(fow)}$ (Kurvenlinie b-c) und der Rückverformung $\sigma_{bound}^{(rev)}$ (Kurvenlinie j-f-g) be-

schrieben. Die isotrop-kinematische Entwicklung der Grenzfläche aus den spezifischen Fließkurven des Blechwerkstoffs ist in Bild 8-2b dargestellt.

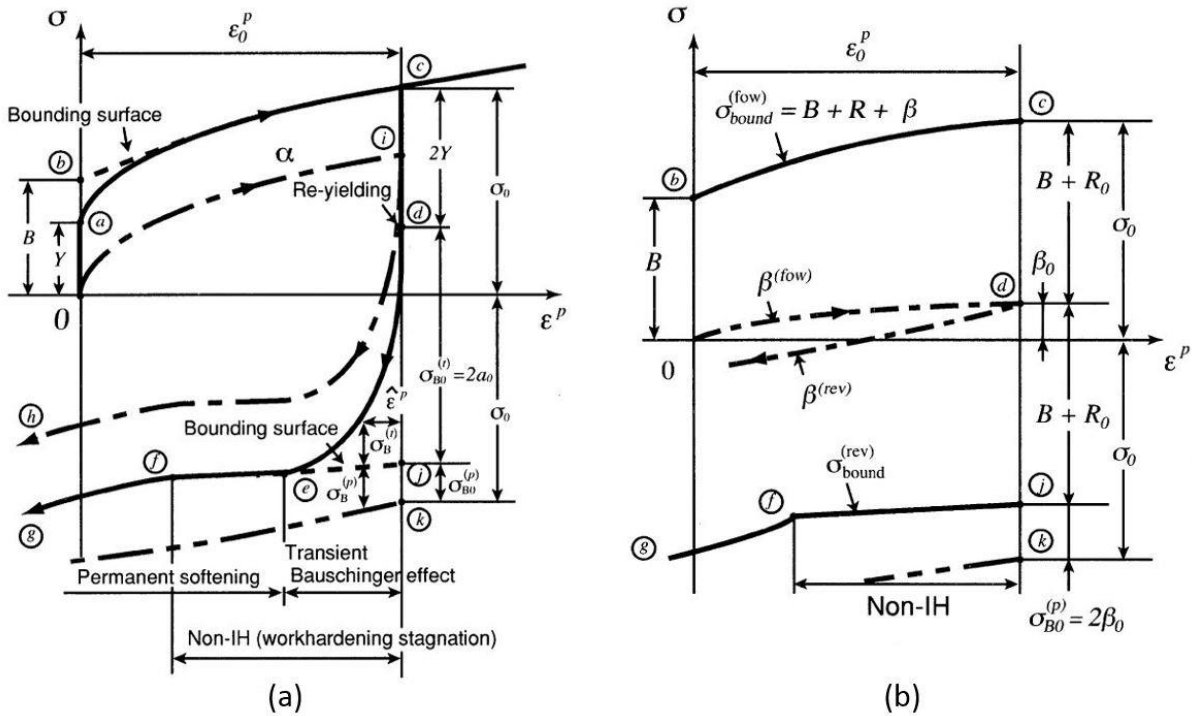


Bild 8-2: Schematische Darstellung der Fließfläche (a) und der Grenzfläche (b) unter einachsiger Zug-Druck-Belastung [Yos02a]

Die relative kinematische Bewegung der Fließfläche in Bezug auf die Grenzfläche kann Bild 8-1 entnommen werden und wird mit folgender Gleichung definiert:

$$\alpha_* = \alpha - \beta \tag{3}$$

Die Gleichung wurde von *Yoshida-Uemori* modifiziert:

$$\dot{\alpha}_* = C \left[\frac{a}{Y} (\sigma - \alpha) - \alpha_* \sqrt{\frac{a}{\alpha_*}} \alpha_* \right] \bar{\varepsilon}_{pl} \tag{4}$$

wobei C ein Materialparameter, der den Anteil der kinematischen Verfestigung beschreibt, darstellt. Der Materialparameter a berechnet sich aus der Differenz zwischen dem anfänglichen Radius der Grenzfläche $B + R$ und der Fließfläche Y :

$$a = B + R - Y \tag{5}$$

Dabei gilt für α und β :

$$a = \begin{pmatrix} a_{11} \\ a_{22} \\ a_{12} \end{pmatrix} \tag{6}$$

$$\beta = \begin{pmatrix} \beta_{11} \\ \beta_{22} \\ \beta_{12} \end{pmatrix} \quad (7)$$

und

$$\bar{\alpha}_* = \sqrt{\left(\alpha_{*11}^2 - \frac{2r}{r+1} \cdot \alpha_{*11} \cdot \alpha_{*22} + \alpha_{*22}^2 + 2 \cdot \left(\frac{2r+1}{r+1} \right) \cdot \alpha_{*12}^2 \right)} \quad (8)$$

wobei $r_0 = r_{45} = r_{90} = r$ die Anisotropie des Werkstoffs darstellt.

Für die Entwicklung der isotropen Verfestigung der Grenzfläche wird folgender Zusammenhang angenommen:

$$\dot{R} = m(R_{sat} - R)\varepsilon_{pl} \quad (9)$$

wobei m einen Materialparameter, der den Anteil der isotropen Verfestigung angibt und R_{sat} den Sättigungswert der isotropen Verfestigungskomponente R , kennzeichnet. Für die kinematische Verfestigung der Grenzfläche wird in diesem Modell der in Gleichung 10 angegebene Zusammenhang angenommen:

$$\dot{\beta} = m \cdot \left[\frac{b}{B+R} (\sigma - \beta) - \beta \right] \cdot \varepsilon_{pl} \quad (10)$$

Hierbei ist b ein Materialparameter und m identisch zum Parameter in Gleichung 9.

Der Radius der Fließfläche Y entspricht der anfänglichen Fließgrenze. Die Materialparameter B , $(R_{sat} + b)$ und m beschreiben die Grenzfläche der Vorverformung $\sigma_{bound}^{(fow)}$ (vgl. Gleichung 11).

$$\sigma_{bound}^{(fow)} = B + R + \beta = B + (R_{sat} + b)(1 - e^{-m \cdot \varepsilon_{pl}}) \quad (11)$$

Die Parameter können dabei durch Anpassung der berechneten Kurve aus Gleichung 12 an die experimentelle Kurve bestimmt werden. Die genaue Ermittlung des Parameters b kann mit Gleichung 12 erfolgen:

$$\sigma_{Bo}^{(p)} = 2\beta_0 = 2b(1 - e^{-m \cdot \varepsilon_{0,pl}}) \quad (12)$$

wobei β_0 die kinematische Verfestigung der Grenzfläche und $\varepsilon_{0,pl}$ die maximale plastische Vordehnung am Lastumkehrpunkt kennzeichnet.

Der Zusammenhang zwischen den zyklischen Spannungs- und Dehnungswerten und dem Parameter C ist gegeben durch:

$$\sigma_B^{(t)} = 2ae^{-C\varepsilon_{pl}} \quad (13)$$

Dabei beschreibt $\sigma_B^{(t)}$ die in Bild 8-1 dargestellte Abweichung zwischen der Umkehrkurve (d-e) und der Grenzflächenkurve der Rückverformung (j-e) in Abhängigkeit der plastischen Rückdehnung. Der Parameter C wird auch hier durch eine Kurvenanpassung der berechneten Kurve an die durch das Experiment erhaltene Kurve bestimmt. Der Parameter h ist ein Maß für die Sättigung der Spannungsamplituden und kann durch die numerische Abbildung des Versuchs ermittelt werden. Da sich die Parameterbezeichnungen in *LS-OPT* von dem ursprünglichen Modell unterscheiden, ist in Tabelle 8.1 die jeweilige Referenz dargestellt.

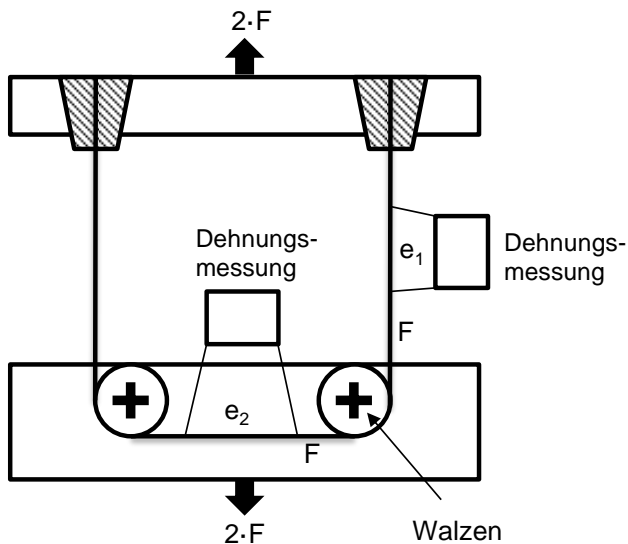
Tab. 8-1: Bezug der einzelnen Modellparameterbezeichnungen

Y-U-Modell	B	Y	C	m	R_{sat}	b	h	-	-
L-OPT	CB	SIGY	C	K	RSAT	SB	H	C_1	C_2

Im originalen *Yoshida-Uemori*-Modell führt der Sättigungswert der isotropen Verfestigungskomponente R_{sat} insbesondere für hochfeste Stähle zu einer zu frühen Sättigung der Grenzfläche. In *LS-OPT* ist dazu eine vorgeschlagene Verbesserung implementiert, welche durch zwei zusätzliche Modellparameter C_1 und C_2 eine Modifizierung der isotropen Verfestigungskomponente R beschreibt:

$$R = R_{sat} \times [(C_1 + \dot{p})^{C_2} - C_1^{C_2}] \quad (14)$$

8.2 Duncan-Shabel-Test

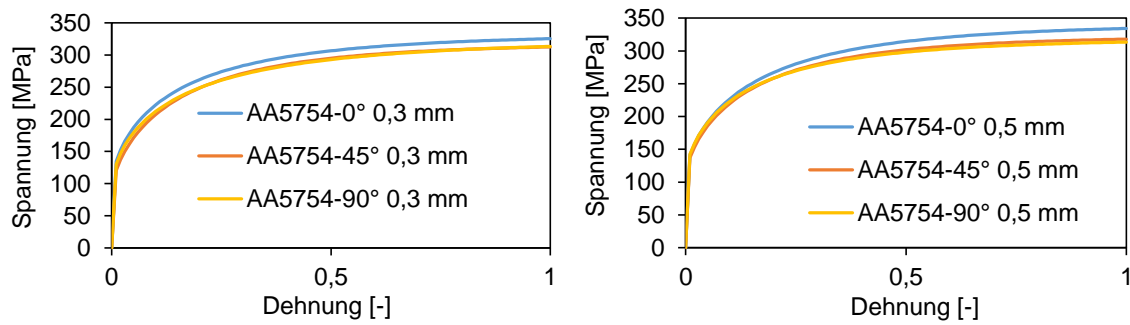


8.3 Industriell eingesetzte Sandwichbleche

Bezeichnung	Unternehmen	Werkstoff Deckbleche	Dicke der Deckbleche [mm]	Werkstoffzwischen-schicht	Dicke der Zwischen-schicht [mm]	Anwendungen
Bondal	Thyssen-Krupp	Stahl	0,4 – 1,25	Visko-elastischer Kunststoff	0,025 – 0,05	Ölwanne, Stirn-wand, Getriebede-ckel
Litecor	Thyssen-Krupp	Stahl	0,2 – 0,3	Kunststoff (Thermoplast PE/PA)	0,3 – 1,0	Motorhaube, Dach, Türen, Stirnwand, Boden
Hylite	3A Composites	Aluminium	0,2	Polypropylen	0,8 – 2,0	Motorhaube, Boden, Dach
Alucore	3A Composites	Aluminium	< 1,0	Aluminium (Wabenkern)	> 4,5	Wagenaufbauten, Türen, Wand- u. Deckenverkleidung
Lenta-Sign	Lentia	Aluminium	0,3	Polyethylen + Schutzfolie zum Oberflä-chenschutz	< 3,2	Maschinenverklei-dung
Leboard	Lentia	Aluminium	< 0,3	Polyethylen	k.A.	Straßenfahrzeuge
SkinTec	IQ Tech	FVK oder Metall	k.A.	Schaum, Waben: PU, PS, PE, PP	k.A.	Boden, Seitenwand
TriBond	Thyssen-Krupp	Stahl	0,1 – 2,0	Stahl	k.A.	A- und B-Säule, Längsträger, Crashbox
Quiet-steel	Arcelor-Mittal	Stahl	k.A.	Visko-elastischer Kunststoff	0,025 – 0,045	Ölwanne, Boden, Stirnwand, Rad-kasten, Querträger

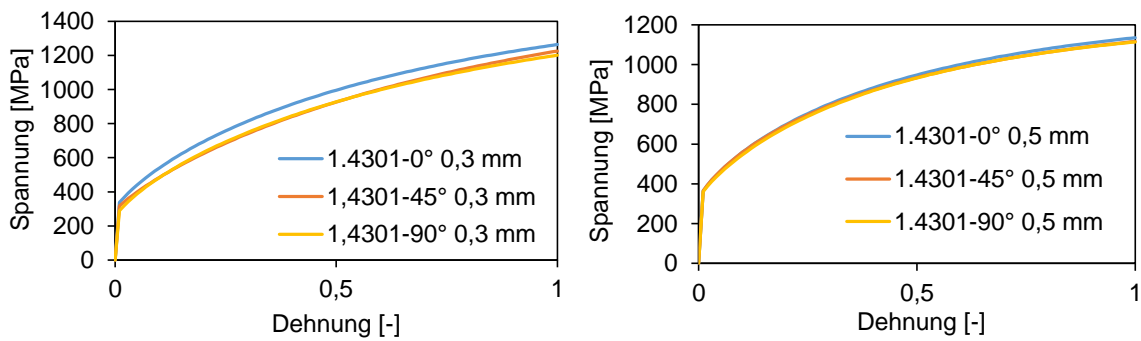
8.4 Fließkurven weiterer Werkstoffe

Ermittlung der Fließkurven des Aluminiumwerkstoffs 5754



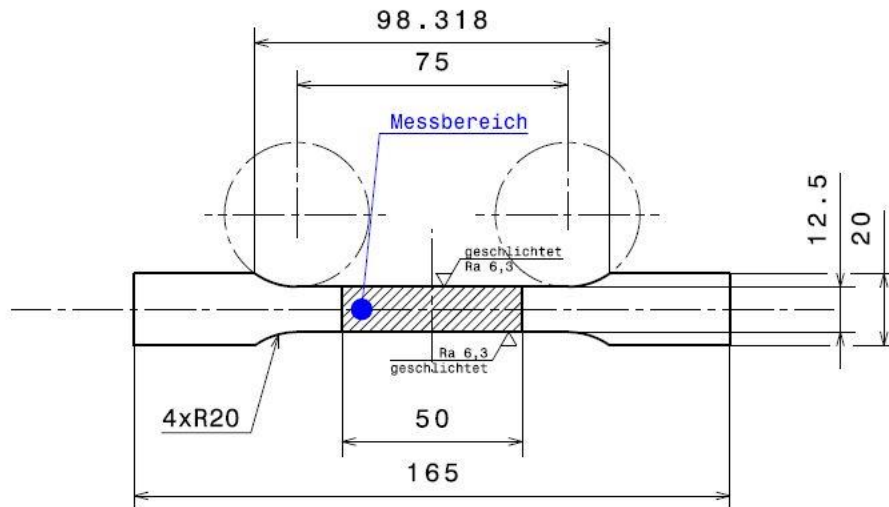
Fließkurvenextrapolation der Aluminiumlegierung AA5754 in Blechdicke 0,5 mm und 0,3 mm in verschiedenen Walzrichtungen

Ermittlung der Fließkurven der rostfreien Stahllegierung 1.4301



Fließkurvenextrapolation der nichtrostenden Stahlblechlegierung X5CrNi18-10 in der Blechdicke 0,5 mm und 0,3 mm in verschiedenen Walzrichtungen

8.5 Probengeometrie des Flachzugversuchs nach DIN 50125

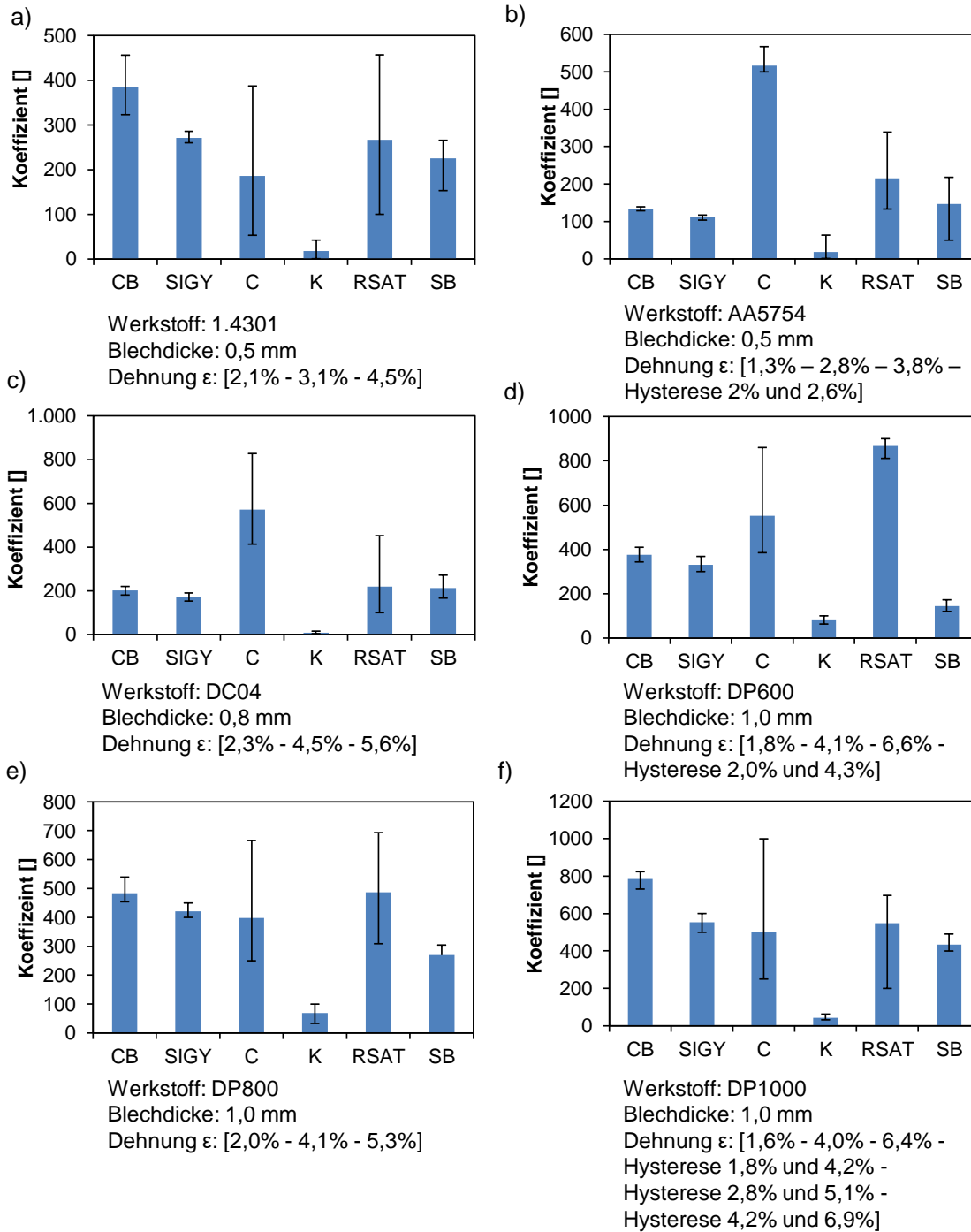


8.6 Ermittlung der Parameter für das Yoshida-Uemori-Modell (LS-Dyna)

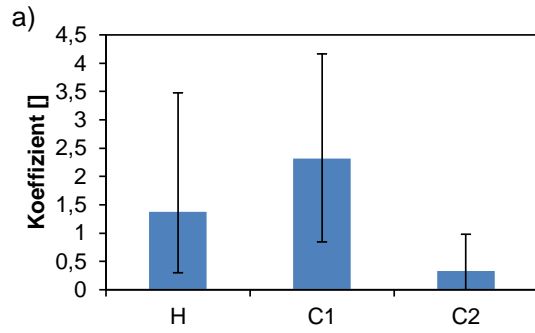
Werkstoff	Dehnung [%]	CB	SIGY	C	K	RSAT	SB	H	C ₁	C ₂
AA5754	1,33	128,54	103,66	567,42	63,4	153,91	50	2,2926	0,6883	1,927
	2,77	133,9	114,38	499,95	8,48	133,21	119,9	1,913	2,9937	1,8991
	3,83	136,43	114,92	500	2,787	233,12	218,09	1,5772	1,4669	2,7831
	H: 2.0 - 2.65	139,15	117,144	499,99	1,224	338,94	200,35	0,8602	2,7704	1,1917
DC04	2,3	180,56	180	475,37	15,57	100,01	202,53	3,4358	1,9545	0,7989
	4,53	219,92	153,08	827,46	3,958	102,19	271,56	3,9597	0,9209	1,0693
	5,64	203,87	190	413,38	6,453	452,14	166,69	5	0,834	1,0486
1.4301	2,12	370,95	266,5	117,23	11,597	244,47	265,74	3,4764	0,8444	1,74E-05
	3,14	322,92	260,1	387,1	42,367	456,91	153,06	0,3418	1,9431	6,77E-05
	4,5	456,25	285,81	53,1	0,7749	100	255,49	0,2998	4,164	0,9803
DP600	1,8	386,5	300	535,03	100	899,97	120	0,2041	1,49967	1,5359
	4,1	343,86	336,07	385,4	71,49	868,07	172,81	0,0534	1,7478	1,9835
	6,6	364,17	368,54	860,24	63,31	811,08	164,05	0,7277	1,663	1,7081
	H: 2.0 - 4.3	409,9	316,59	426,97	100	893,23	120	0,0998	1,5498	1,3914
DP800	2	458,9	400	250	100	693,39	240,41	6,6E-06	2,8459	0,8727
	4,1	454,17	414,85	666,18	73,06	459,47	304,56	4,3158	2,8975	1,5363
	5,3	539,67	449,97	276,23	33,19	309,1	262,5	4,3267	1,4434	2,7734
DP1000	1,64	786,82	591,47	322,564	62,824	200	400	0,7658	0,96	0,4992
	4	823,66	600,06	250	32,35	567,95	406,18	0,2494	1,5358	3,45E-05
	6,4	791,04	510,74	263,02	36,12	665,28	430,43	0,6437	1,0514	4,9E-06
	H: 1.8 - 4.2	759,29	499,9	734,17	46,285	624,17	490,45	3,74	0,8176	1,0269
	H: 2.8 - 5.1	814,6	544,04	424,1	40	534,78	407,23	0,2	0,0284	0,05
	H: 4.2 - 6.9	730,65	566,88	999,17	40	696,66	473,03	1,0535	0,0641	0,9549

H: Hysterekurve ϵ_1 und ϵ_2

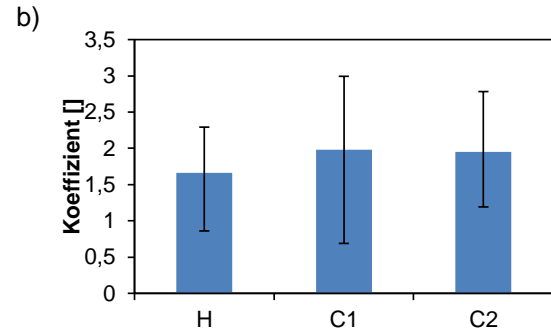
8.7 Einfluss verschiedener Dehnungsbeträge auf die Parameter des Yoshida-Uemori-Modells



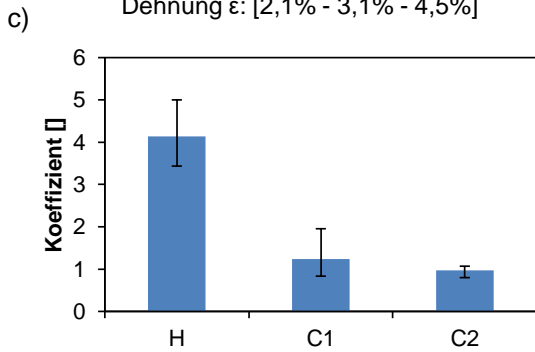
Anhang 8.7 zeigt jeweils die Streuung aller Koeffizienten aus dem *Yoshida-Uemori*-Modell für verschiedene Dehnungsbeträge. Das Diagramm ist so zu lesen, dass beispielsweise die Werte für den Koeffizienten CB im Diagramm a) zwischen einem Wert von 350 und 450 für Dehnungsbeträge zwischen $\varepsilon=0,021$ und $\varepsilon=0,045$ streuen.



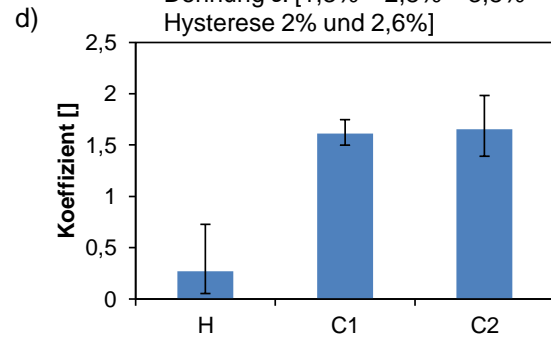
Werkstoff: 1.4301
Blechdicke: 0,5 mm
Dehnung ϵ : [2,1% - 3,1% - 4,5%]



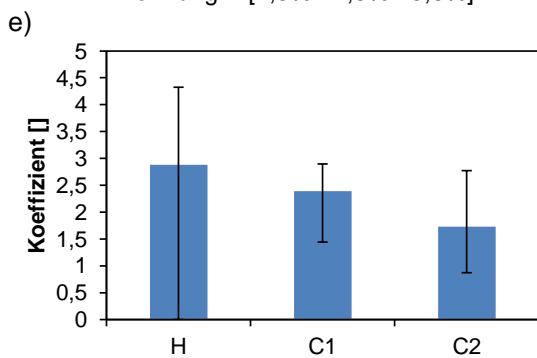
Werkstoff: AA5754
Blechdicke: 0,5 mm
Dehnung ϵ : [1,3% - 2,8% - 3,8% -
Hysterese 2% und 2,6%]



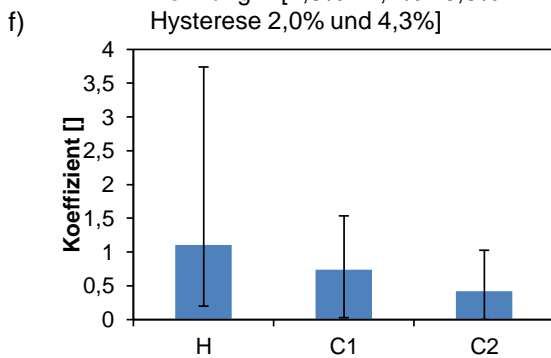
Werkstoff: DC04
Blechdicke: 0,8 mm
Dehnung ϵ : [2,3% - 4,5% - 5,6%]



Werkstoff: DP600
Blechdicke: 1,0 mm
Dehnung ϵ : [1,8% - 4,1% - 6,6% -
Hysterese 2,0% und 4,3%]



Werkstoff: DP800
Blechdicke: 1,0 mm
Dehnung ϵ : [2,0% - 4,1% - 5,3%]



Werkstoff: DP1000
Blechdicke: 1,0 mm
Dehnung ϵ : [1,6% - 4,0% - 6,4% -
Hysterese 1,8% und 4,2% -
Hysterese 2,8% und 5,1% -
Hysterese 4,2% und 6,9%]

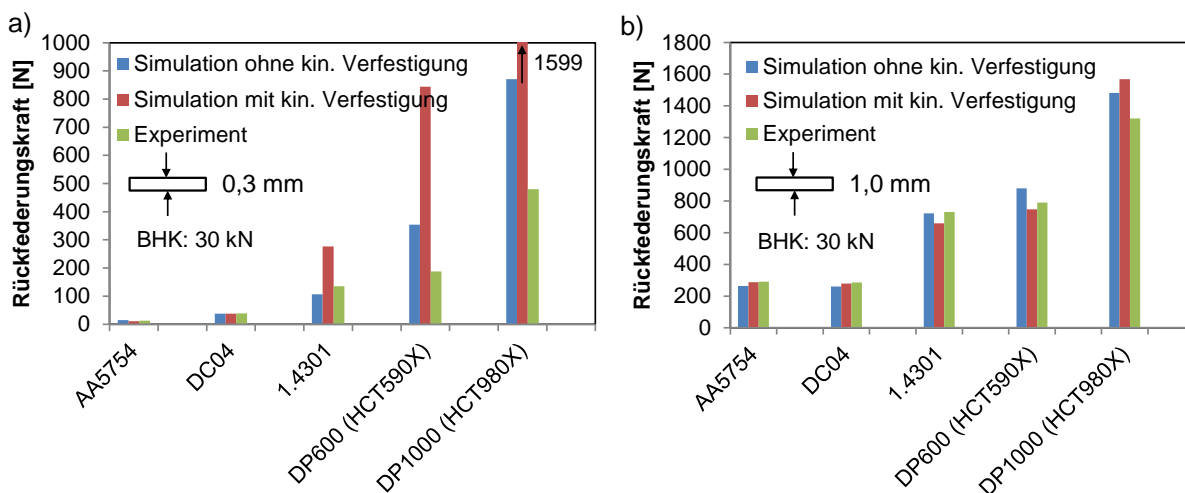
8.8 Ermittlung der Parameter für die kinematische Verfestigung (AutoForm R7)

Werkstoff	κ (Transient Softening Rate)	ξ (Stagnation Rate)	γ (Young's Reduction Factor)	χ (Young's Reduction Rate)	ε_{Rev} (Reversal strain)
AA5754	0,0015	0,13	0,01	40	0,034
DC04	0,0025	0,23	0,15	40	0,034
1.4301	0,0130	0,50	0,21	40	0,039
DP600	0,0910	0,02	0,17	40	0,041
DP800	0,0160	0,50	0,07	40	0,040
DP980	0,0110	0,75	0,14	40	0,053

8.9 Tabelle weiterer mechanischer Eigenschaften der untersuchten Werkstoffe

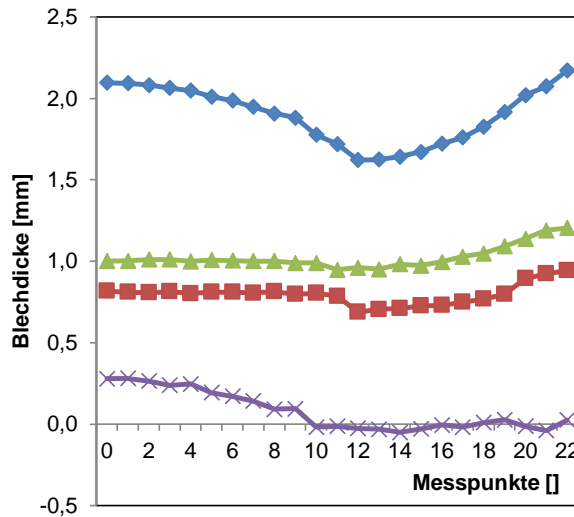
Werkstoff	n [-]	r [-]
AA5754	0,26	0,71
1.4301	0,31	1,02
DP600	0,17	0,81
DP800	0,15	0,78
DP1000	0,12	0,79

8.10 Rückfederungskraft nach dem Tiefziehprozess



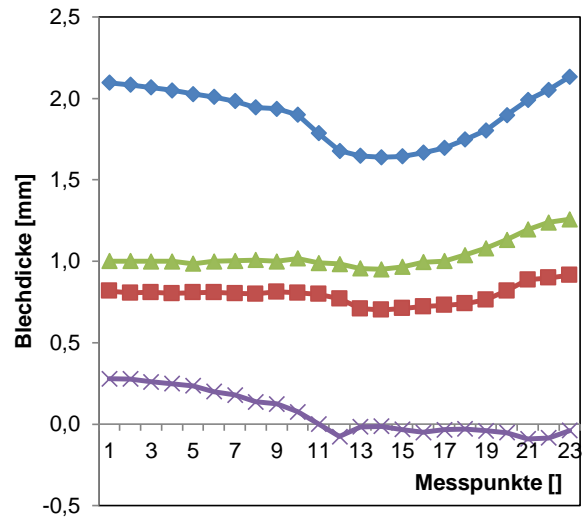
Geringe Blechdicken (z.B. $s_0=0,3$ mm) führen zu einer ausgeprägten Streuung der Rückfederungskraft. Dieses Verhalten wird durch das numerisch instabile Verhalten der FE-Rechnung bei diesen geringen Blechdicken begründet. Der numerische Aufbau zur Berechnung der Rückfederungskraft ist in Kap. 4.2.2 beschrieben.

8.11 Blechdickenverlauf über der Schnittlänge einer Doppelplatte



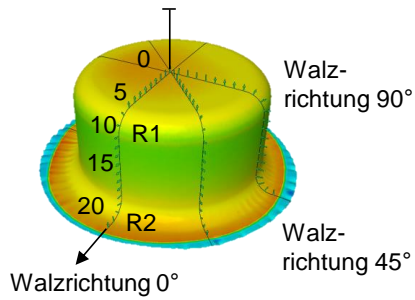
◆ Gesamtdicke ■ Außenblechdicke
▲ Innenblechdicke × Luftspalt

Walzrichtung 45°
 BHK: 100 kN
 Ziehtiefe: 57 mm
 Außenblech: DC04 ($s_0=0,8$ mm)
 Innenblech: DP1000 ($s_0=1,0$ mm)



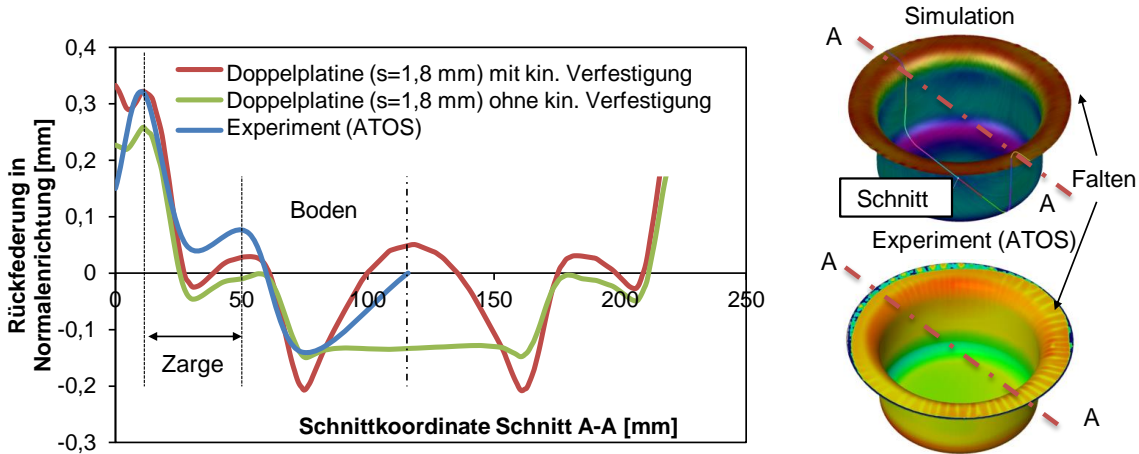
◆ Gesamtdicke ■ Außenblechdicke
▲ Innenblechdicke × Luftspalt

Walzrichtung 90°
 BHK: 100 kN
 Ziehtiefe: 57 mm
 Außenblech: DC04 ($s_0=0,8$ mm)
 Innenblech: DP1000 ($s_0=1,0$ mm)



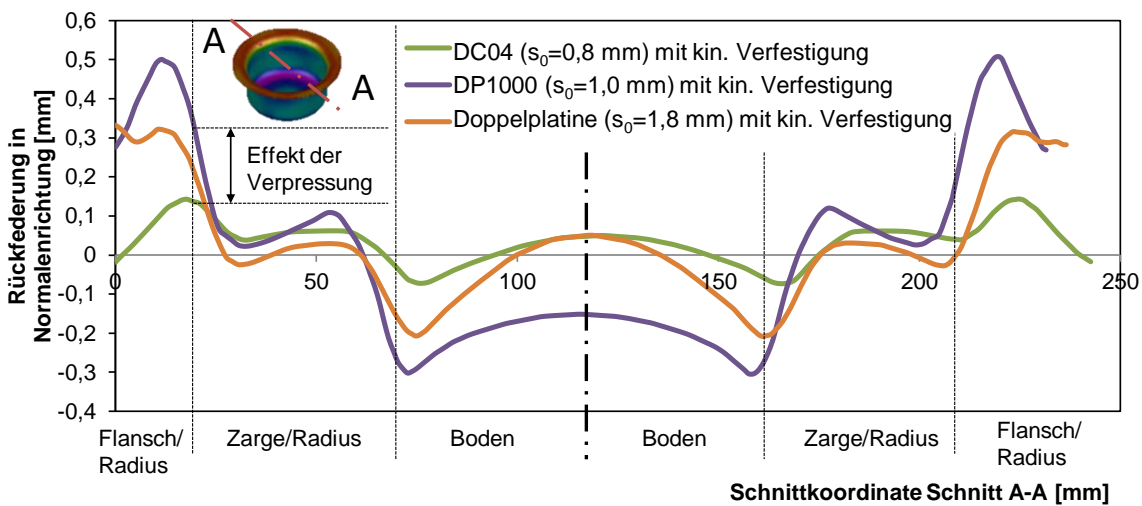
Messpunkte 0-23

8.12 Maßabweichung der gemeinsam umgeformten Verbunde



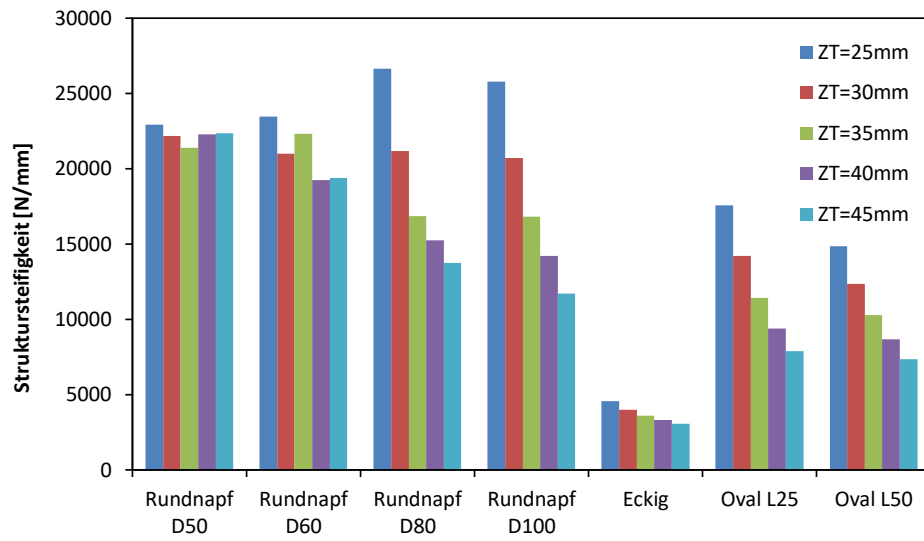
Rückfederung in Normalenrichtung über der Schnittkoordinate

Maßabweichung FE-Rechnung mit kinematischer Verfestigung vs. Maßabweichung FE-Rechnung ohne kinematische Verfestigung



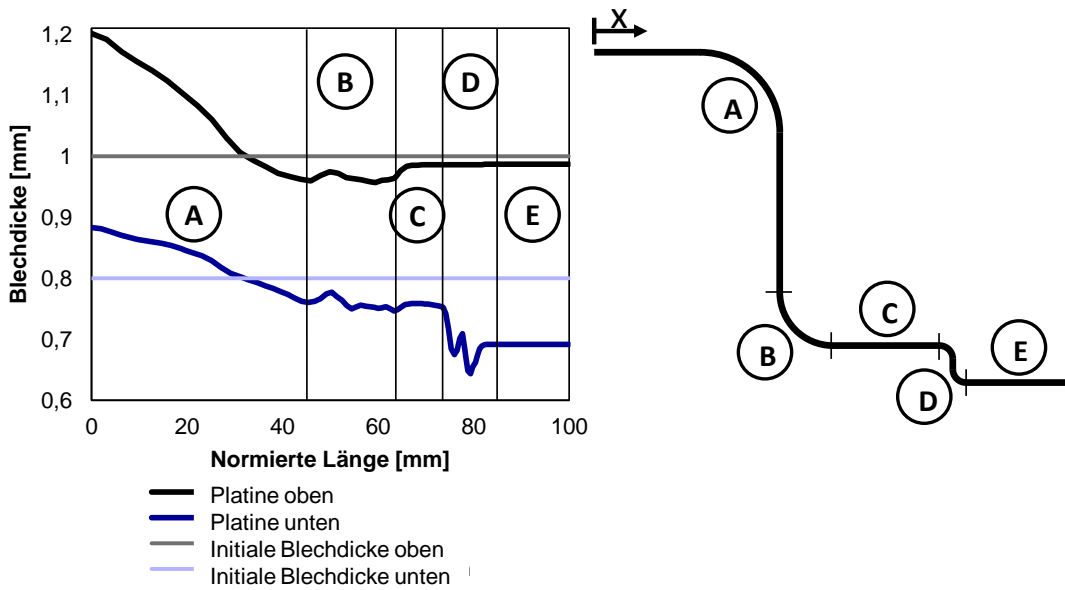
Veranschaulichung des Effektes der Verpressung von gemeinsam tiefgezogenen Verbunden durch die numerische Simulation der Doppelplatte

8.13 Struktursteifigkeit in Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie



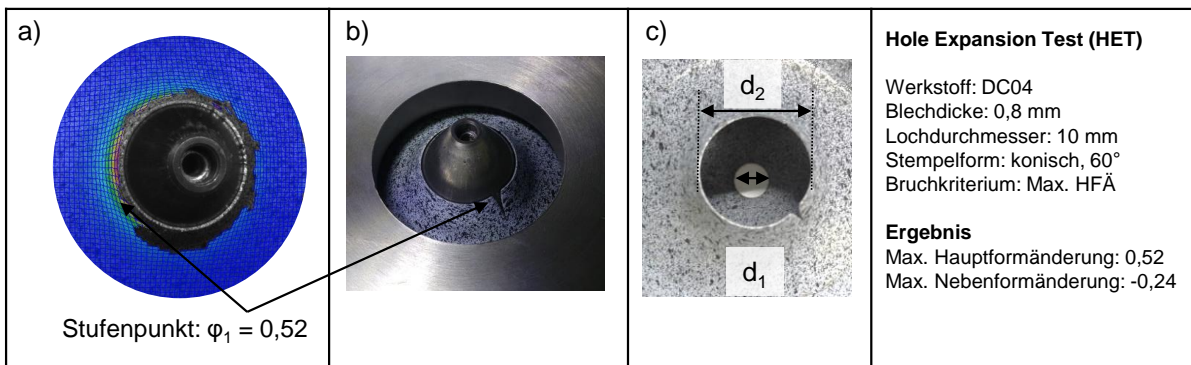
Struktursteifigkeit in Abhängigkeit von der Bauteilgeometrie für verschiedene Ziehtiefen

8.14 Schnittdarstellung kraftschlüssiger Mehrschichtverbunde mit Versteifungselement im Boden



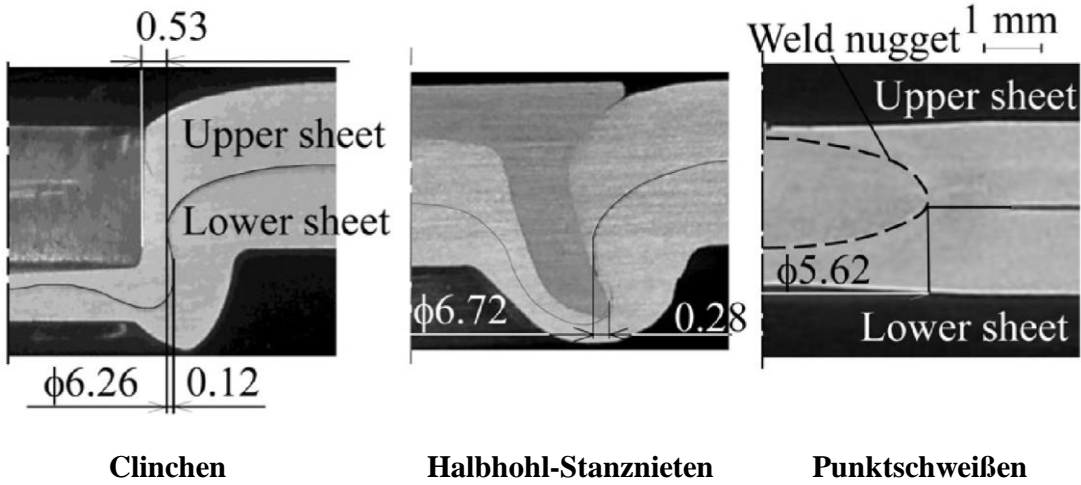
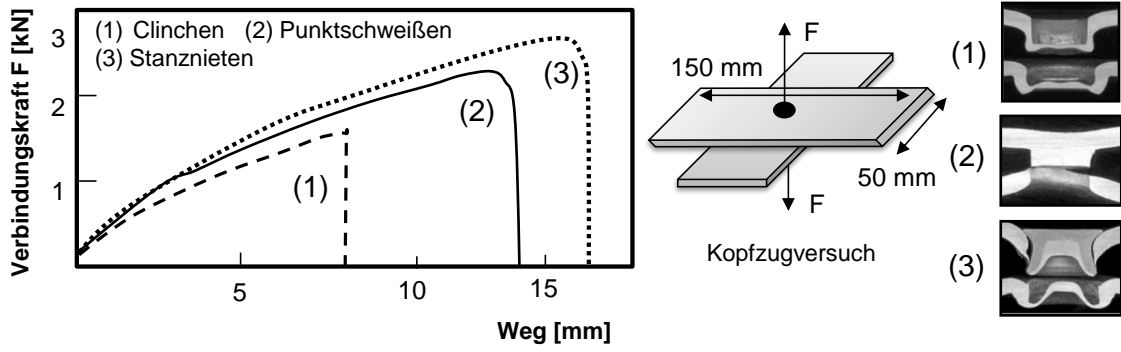
(Innen-) Durchmesser des rotationssymmetrischen Napfes: 100 mm

8.15 Hole Expansion Test zur Ermittlung der maximalen Formänderung an der Schnittkante



Ermittlung der maximal möglichen Formänderung an der Schnittkante durch den Hole Expansion Test (HET)

8.16 Geometrische Abmessungen/Verwendete Werkstoffe in [Mor12]



Ober-/Unterblech: AA5052 H34 -Blechdicke: 1,5 mm

9 LITERATURVERZEICHNIS

- [Afo17] Afonichev, S. P.: *Numerische Simulation von Sandwichblechen bei starken Krümmungen in Umformprozessen*. Dissertation, TU Dortmund, 2017.
- [Agh08] Jalali Aghchai, A.; Shakeri, M.; Mollaei-Dariani, B.: *Theoretical and experimental formability study of two-layer metallic sheet (Al1100/St12)*. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 222, Nr. 9, S. 1131–1138, 2008.
- [Alb08] Albut, A.: *The influence of the sheet thickness on springback effect in case of TWB's forming*. In: Communications & Information Technology, Circuits, Systems and Signals, 2008.
- [Alt96] Altenbach, H.; Altenbach, J.; Rikards, R.: *Einführung in die Mechanik der Laminat- und Sandwichtragwerke: Modellierung und Berechnung von Balken und Platten aus Verbundwerkstoffen*. Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1996.
- [Ama09] Amancio-Filho, S. T.; dos Santos, J. F.: *Joining of polymers and polymer-metal hybrid structures: Recent developments and trends*. In: Polymer Engineering & Science Nr. 49, Nr. 8, S. 1461–1476, 2009.
- [Ans15] Ansys-LS Dyna Manual: *Contact stiffness*. 2015.
- [Arm66] Armstrong, P.; Frederick, C.: *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*. Technical report, Central Electricity Generating Board, report RD/B/N731, 1966.
- [Ary12] Aryanpour, A.; Green, D.: *Evaluation of LS-Dyna Models for the Analysis of Sidewall Curl in Advanced High Strength Steels*. In: Proceedings of 12th LS-Dyna User Conference, USA, 2012.
- [Atr13] Atrian, A.; Fereshteh-Saniee, F.: *Deep drawing process of steel/brass laminated sheets*. In: Composites Part B: Engineering 47, S. 75–81, 2013.
- [Atz12] Atzema, E.: *Europäischer Ringversuch für den Lochaufweitversuch nach ISO 16630*. Jahrbuch Stahl 2012, ISBN-13:978-3514007901, Stahl-Eisen-Verlag, 2012.
- [Bac13] Bachhofer, A.: *Schneiden und Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Festkörperlaser für den Karosseriebau*. 2. Aufl. München, 2013.
- [Ban04] Banabic, D.; Kuwabara, T.; Comsa, D. S.: *An anisotropic yield criterion for sheet metals*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 157-158, S. 462-465, 2004.
- [Ban15] Banghai, J.; Zhibin, L.; Fangyun, L.: *Failure mechanism of sandwich beams subjected to three-point bending*. In: Composite Structures 133, S. 739–745, 2015.

- [Bar59] Barenblatt, G.I.: *The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. general ideas and hypotheses. axially-symmetric cracks* (Übersetzung aus dem Russischen). Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 32(3), S. 622–636, 1959.
- [Bar03] Barlat, F.: *Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory*. International Journal of Plasticity, Band 19, S. 1297–1319, 2003.
- [Bau86] Bauschinger, J.: *Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und die Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchungen*. Mitteilungen aus dem mechanisch technischen Laboratorium der Technischen Universität München, 1886.
- [Beh17] Behrens, B.-A.; Jalanesh, M.: *Fertigung von Baugruppen in der Ziehstufe*. 1. Aufl., Hannover, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (EFB), EFB-Forschungsbericht 457, 2017.
- [Bia07] Bianchi, G.; Aglietti, G.-S.; Richardson, G.: *Optimization of bolted joints connecting honeycomb panel*. 1. CEAS European Air and Space Conference. Berlin, 2007.
- [Bla01] Blackmann, B.-R.-K.; Kinloch, A.-J.: *Fracture Tests for Structural Adhesive Joints*. Fracture Mechanics Testing for Polymers: Adhesives and Composites, 2001.
- [Bla10] Blanchet, D.; Caillet, A.; v. Hal, W.: *Effect of Beading on Radiated Noise*, 6th International Styrian Noise, Vibration and Harshness Congress, Graz, 2010.
- [Bla12] Blaich, C.: *Robuster Tiefziehprozess durch Erfassung und Optimierung der örtlichen Bauteilqualität*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2012.
- [Bob00] Bobbert, S.: *Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruckumformen von Blechpaaren*. Dissertation, Universität Erlangen, 2000.
- [Bog05] Boger, R.-K.; Wagoner, R.-H.; Barlat, F.; Lee, M. G.; Chung, K.: *Continuous, large strain, tension/compression testing of sheet material*. In: International Journal of Plasticity 21, Nr. 12, S. 2319–2343, 2005.
- [Bol14] Bolay, C.: *Beitrag zur Umformung von ebenen und versteiften Schichtverbundwerkstoffen*. Dissertation. Universität Stuttgart, 2014.
- [Bra11] Braun, M.; Borsutzki, M.; Buelter, B.; Carlsson, B.; Larour, P.; Richter, A.; Atzema, E.: *Ergebnisse eines europäischen Lochaufweitungsversuchs nach DIN 16630*, DVM-Tagung, 2011.
- [Bre08] Brede, M.: *Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebeverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung*. FOSTA Forschungsbericht P676, Düsseldorf, 2008.
- [Bre12] Brenneis, M.; Groche, P.: *Smart Components through Rotary Swaging*. In: Key Engineering Materials 504-506, S. 723–728, 2012.

- [Bro89] Brockmann, W.; Dorn, L.; Käufer, H.: *Kleben von Kunststoff mit Metall*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin, 1989.
- [Brü16] Brückmann, S.; Friedrich, H.; Kriescher, M.; Kopp, G.; Gätzi, R.: *Lightweight Sandwich Structures in Innovative Vehicle Design under Crash Load Cases*. In: Materials Science Forum 879, S. 2419–2427, 2016.
- [Bru14] Bruschi, S.; Altan, T.; Banabic, D.; Bariani, P. F.; Brosius, A.; Cao, J.; Ghiotti, A.; Khraisheh, M.; Merklein, M.; Tekkaya, A. E.: *Testing and modelling of material behaviour and formability in sheet metal forming*. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 63, Nr. 2, S. 727–749, 2014.
- [Buh14] Buhl, J.: *Umformverhalten und Grenzen von Schichtverbundwerkstoffen*. Dissertation, Universität Siegen, 2014.
- [Bun05] Bunyawanichakul, P.; Castanie, B.; Barrau, J.-J.: *Experimental and Numerical Analysis of Inserts in Sandwich Structures*. In: Applied Composite Materials 12, 3-4, S. 177–191, 2005.
- [Bur15] Burbulla, F.: *Kontinuumsmechanische und bruchmechanische Modelle für Werkstoffverbunde*. Dissertation, Universität Kassel, 2015.
- [Bur05] Burchitz, I.; Boesenkool, R.; van der Zwaag, S.; Tassoul, M.: *Highlights of designing with Hylite – a new material concept*. In: Materials & Design 26, Nr. 4, S. 271–279, 2005.
- [Bur08] Burchitz, I. A.: *Improvement of Springback Prediction in Sheet Metal Forming*. PHD Thesis, Universität Twente, 2008.
- [Car02] Carden, W.D.; Geng, L.M.; Matlock, D.K.; Wagoner, R.H. *Measurement of springback*. International Journal Mechanical Science, 2002.
- [Car11] Carradò, A.; Faerber, J.; Niemeyer, S.; Ziegmann, G.; Palkowski, H.: *Metal/polymer/metal hybrid systems: Towards potential formability applications*. In: Composite Structures 93, Nr. 2, S. 715–721, 2011.
- [Car13] Carradò, A.; Pourroy, G.; Rimondini, L.; Palkowski, H.: *Sandwich material systems: A solution for medical applications?* In: European Cells and Materials, Vol. 26. Suppl. 6, S. 85, 2013.
- [Cha89] Chaboche, J.: *Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic visco-plasticity*. International Journal of Plasticity 5, 1989.
- [Che93] Chen, C. P.; Lakes, R. S.: *Analysis of high-loss viscoelastic composites*. In: Journal of Materials Science 28, Nr. 16, S. 4299–4304, 1993.
- [Che04] Cheng, H. S.; Cao, J.; Yao, H.; Liu, S. D.; Kinsey, B.: *Wrinkling behavior of laminated steel sheets*. In: Journal of Materials Processing Technology 151, 1-3, S. 133–140, 2004.

- [Con16] Condeco Technology AG: *Die Condurelle*. URL <http://condeco.ch/index.php?id=44>, 2016.
- [Cus66] Cushman, J. P.; Murphy, R. J.: *Geometric considerations in the design of honeycomb sandwich fasteners*. In: *Journal of Spacecraft and Rockets* 3, Nr. 11, S. 1686–1688, 1966.
- [DaS09] Da Silva, L.F.M.; Carbas, R.J.C.; Critchlow, G.W.; Figueiredo, M.; Brown, K.: *Effect of material, geometry, surface treatment and environment on the shear strength of single lap joints*, Bd. 9. In: *International Journal of Adhesion and Adhesives*, S. 621–632, 2009.
- [Dem00] Demeri, M.; Lou, M.; Saran, M.: *A Benchmark Test for Springback Simulation in Sheet Metal Forming*, SAE Technical Paper 2000-01-2657, 2000.
- [Die18] N.N.: *CPS+ - Das Magazin der Dieffenbacher Gruppe*, Internetseite, 11.06.2018, www.dieffenbacher.com, 2018.
- [Doe81] Doege, E.; Witthüser, K.-P.; Grahner, R.: *Tribologie, Reibung, Verschleiß, Schmierung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1981.
- [Doe16] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. 3. Aufl., Springer-Verlag, 2016.
- [Dow15] Dow Europe GmbH: *Datenblatt BETAMATE™ 1630*, 2015.
- [Dub07] Dubbel, H.; Feldhusen, J.; Grote, K.-H.: *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. 22. Aufl., Berlin-Heidelberg: Springer, 2007.
- [Dyn17] Dyna: *Contact types*. URL <http://www.dynasupport.com/tutorial/contact-modeling-in-ls-dyna/contact-types>, 2017.
- [Ebe03] Ebert, F.: *Verfahren zum Verbinden aufeinanderliegender Bleche durch gemeinsames Umformen*. Patentschrift DE4427472C2. 2003.
- [Egg11] Eggertsen, P.-A.; Mattiasson, K.: *On the identification of kinematic hardening material parameters for accurate springback predictions*. In: *International Journal of Material Forming* 4, Nr. 2, S. 103–120, 2011.
- [Eic04] Eichhorn, A.; Meyer, F.: *Innenhochdruckfügen von Rohren mit Rohrabschnitten (IHF)*. Praxisbericht P461, Düsseldorf, 2004.
- [Emm08] Emmens, W.; van den Boogaard, A.: *Extended Tensile Testing with Simultaneous Bending*. In: Asnafi, N.: *Proceedings of the IDDRG Conference 2008*; ISBN: 916332-948-4; Olofström; IDDRG; 2008.
- [Eng14] Engel, B.; Buhl, J.; Heftrich, J.: *Modelling and Optimization of Lightweight-Sandwich-Sheets with an Adhesive Interlayer for the Forming Process Die Bending*. In: *Procedia CIRP* 2014, Nr. 18, S. 168–173, 2014.

- [Erh09] Erhart, T.: *Möglichkeiten zur Modellierung von Kohäsivverbindungen in LS-DYNA*. LS-Dyna Forum, 2009.
- [Ern17] Ernst Umformtechnik: *Website des Unternehmens*, <https://www.ernst.de/index.php/de/news/55-nachricht-1>, 03.05.2017, 2017.
- [Fer08] Fereshteh-Saniee, F.; Alavinia, A.; Atrian, A.: *An experimental investigation on the deep-drawing process of steel-brass bimetal sheets*, 12th Int'l Conference of Metal Forming 2008, Poland, 2008.
- [Fel14] Feldmann, K.: *Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren*. 2. Aufl., München, Hanser, 2014.
- [Fil04] Filzek, J.: *Kombinierte Prüfmethode für das Reib-, Verschleiß- und Abriebverhalten beim Tief- und Streckziehen*. Dissertation. Universität Darmstadt, 2004.
- [Fil11] Filzek J., et al.: *Improved FEM Simulation of Sheet Metal Forming with Friction Modelling using Laboratory Tests*. IDDRG 2011, Spain, 2011.
- [Fri04] Fritz, A.: *Fertigungstechnik*. 6. Aufl., Berlin, Springer, 2004.
- [Fri13] Friedrich, H.- E.: *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. Wiesbaden, Springer Vieweg, 2013.
- [Goo68] Goodwin, G.: *Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop*. Nr. 680093, Society of Automotive Engineers, 1968.
- [Gra14] Graf, T.; Haufe, A.; Andrade, F.: *Adhesives modeling with LS-Dyna*. LS-Dyna Forum, 2014.
- [Gre06] Gresham, J.; Cantwell, W.; Cardew-Hall, M. J.; Compston, P.; Kalyanasundaram, S.: *Drawing behaviour of metal-composite sandwich structures*. In: *Composite Structures* 75, 1-4, S. 305–312, 2006.
- [Gro11a] Groche, P.; Türk, M.: *Smart structures assembly through incremental forming*. In: *CIRP Annals* 2011; *Manufacturing Technology* 60, Nr. 1, S. 21–24, 2011.
- [Gro11b] Gross, D.; Seelig, T.: *Elastisch-plastische Bruchmechanik: Bruchmechanik*, 2011.
- [Gro12] Groche, P.; Filzek, J.: *Handbuch Umformen: Tribologie*. Carl Hanser Verlag, 2012.
- [Gro14] Groche, P.; Wohletz, S.; Brenneis, M.; Pabst, C.; Resch, F.: *Joining by forming—A review on joint mechanisms, applications and future trends*. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214, Nr. 10, S. 1972–1994, 2014.
- [Hab02] Habenicht, G.: *Kleben - Grundlagen, Technologien, Anwendung*. 4. Aufl., Berlin, Springer, 2002.
- [Hab09] Habenicht, G.: *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. 6. Aufl., Berlin, Springer Berlin, 2009.

- [Hah03] Hahn, F.: *Untersuchung des zyklisch plastischen Werkstoffverhaltens unter umformnahen Bedingungen*. Dissertation, TU Chemnitz, 2003.
- [Ham00] Hamel, V.; Roelandt, J. M.; Gacel, J. N.; Schmit, F.: *Finite element modeling of clinch forming with automatic remeshing*. In: *Computers & Structures* 77, Nr. 2, S. 185–200, 2000.
- [Har14a] Harhash, M.; Carradò, A.; Palkowski, H.: *Lightweight titanium/polymer/titanium sandwich sheet for technical and biomedical application*. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 45, Nr. 12, S. 1084–1091, 2014.
- [Har14b] Harhash, M.; Sokolova, O.; Carradó, A.; Palkowski, H.: *Mechanical properties and forming behaviour of laminated steel/polymer sandwich systems with local inlays – Part 1*. In: *Composite Structures* 118, S. 112–120, 2014.
- [Har17a] Harhash, M.; Carradò, A.; Palkowski, H.: *Mechanical properties and forming behaviour of laminated steel/polymer sandwich systems with local inlays – Part 2: Stretching and deep drawing*. In: *Composite Structures* 160, S. 1084–1094, 2017.
- [Har17b] Harhash, M.: *Forming Behaviour of Multilayer Metal/Polymer/Metal Systems*, Dissertation. TU Clausthal, 2017.
- [Här17] Härtel, M.; Bohne, B.; Wagner, M.: *Microstructural evolution during tension-compression in-plane deformation of a pure aluminum sheet*. In: *IOP Conference Series, Materials Science and Engineering* 181, 2017.
- [Has16] Hassan, H.; Maqbool, F.; Güner, A.; Hartmaier, A.; Ben Khalifa, N.; Tekkaya, A. E.: *Springback prediction and reduction in deep drawing under influence of unloading modulus degradation*. In: *International Journal of Material Forming* 9, Nr. 5, S. 619–633, 2016.
- [Hau13] Haufe, A.; Schweitzerhof, K.; DuBois, P.: *Properties and Limits: Review of Shell Element Formulations*. LS-Dyna Forum, 2013.
- [Hei09] Heimbs, S.; Pein, M.: *Failure behaviour of honeycomb sandwich corner joints and inserts*. In: *Composite Structures* 89, Nr. 4, S. 575–588, 2009.
- [Hel09] Held, C.; Schleich, R.; Sindel, M., et al.: *Investigation on the influence of combined shear loads on the forming limit for high strength steels*; In: *International Journal of Material Forming*; Vol. 2; Issue 1; 2009.
- [Hen15] Hensel, S.: *Numerisch-simulative Modellbildung für die Entwicklung von Technologien zur Herstellung von Piezo-Metall-Verbunden und deren Charakterisierung*. Dissertation, IWU Chemnitz, 2015.
- [Hes91] Hesse, B.; Sonne, H.-M.; Robiler, G.: *Zuverlässige Dehngrenzen im rechnergestützten Zugversuch ermitteln*. *Materialprüfung* 33, 1991.

- [Hét07] Héту, L.: *Investigations of the Hydromechanical Deep Drawing of Steel Tailor Welded Blanks*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2007.
- [Hoc75] Hockett, J. E.; Sherby, O. D.: *Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures*. In: Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23, Nr. 2, S. 87–98, 1975.
- [Hoe14] Hoerber, J.; Glasschroeder, J.; Pfeffer, M.; Schilp, J.; Zaeh, M.; Franke, J.: *Approaches for Additive Manufacturing of 3D Electronic Applications*. In: Procedia CIRP 17, S. 806–811, 2014.
- [Hoe16] Hoenle, S.: *Methode zur Bewertung und Prognose der Anmutungsqualität und der Herstellbarkeit von Falzschlaufen an Karosseriebauteilen aus Aluminium*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2016.
- [Hoc04] Hochholdinger, B.: *Validierung der Rückfederungssimulation für hochfeste Stähle und Aluminium mit LS-DYNA*. 3. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2004.
- [Hof15] Hofmann, D.; Liewald, M.: *Material characterisation and properties of newly developed sheet metal composites with stiffness increasing layers*. Proceedings of IDDRG, 2015.
- [Hof16a] Hofmann, D.; Liewald, M.: *Deep drawing of one-sided, stiffness increasing sheet metal composites*. Journal of Material and Science. Trans Tech Publications Inc. 2016.
- [Hof16b] Hofmann, D.; Rahammer, M.; Liewald, M.; Heckel, T.; Huppmann, M.: *Vergleich von zerstörungsfreien und zerstörenden Prüfungen dünner Strukturklebungen in der Umformtechnik*. In: Materials Testing 58, 11-12, S. 975-981, 2016.
- [Hof17a] Hofmann, D.; Liewald, M.: *Investigations on Delamination Behavior of Sandwich Sheets*. Proceedings of SheMet 2017, Italy, 2017.
- [Hof17b] Hofmann, D.; Liewald, M.: *Flächiges Fügen durch Tiefziehen- Quantifizierung der Fügefestigkeit von rückgefederten Werkstoffverbunden mithilfe der FEM*. wt-online Ausgabe 10-2017, S. 736-742; 2017.
- [Hoh17] Hohlfeld, T.; Hipke, T.; Schuller, K.; Holders, K.: *Herstellung von Sandwiches mit Aluminiumdeckblechen und Aluminiumschaumkern ohne Walzverdichten*. Metall 71, 2017.
- [Hor11] Hora, P.; Kawalla, R.: *Modellierung des Kaltverfestigungsverhaltens bei metallischen Werkstoffen*. Conference Proceedings Meform, 2011.
- [Hor15] Hora, P.: *Finite Elemente Methode (FEM) Prozess-Simulation in der Blechumformung*. In: Siegert K. (eds) Blechumformung. VDI-Buch. Springer, Berlin, Heidelberg, 2015.

- [Huf96] Hufenbach, W.; Adam, F.: *Strukturierung und Klassifizierung von Stahlblech-Mehrschichtverbunden*. Forschungsbericht P307, Düsseldorf, 1996.
- [Huf08] Hufenbach, W.; Jaschinski, J.; Werber, T.; Weck, D.: *Numerical and experimental investigations on HYLITE sandwich sheets as an alternative sheet metal*. In: Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. VIII No. 2, S. 67–80, 2008.
- [Ibi15] Ibis, M.: *Umformen von Aluminiumblechen mit aufgedruckter Elektronik am Beispiel von Dehnungsmessstreifen*. Dissertation, TU Darmstadt, 2015.
- [Ina02] Inamdar, M. V.; Date, P. P.; Sabnis, S. V.: *On the effects of geometric parameters on springback in sheets of five materials subjected to air bending*. In: Journal of Materials Processing Technology 123, Nr. 3, S. 459–463, 2002.
- [Isr15] Israel, M.: *Sensitivitäts- und Robustheitsanalyse beim Clinchen dicker Stahlbleche*. Dissertation, IWU Chemnitz, 2015.
- [Ito06] Ito, K.; Kasajima, M.; Furuya, S.: *Bending and springback theory of metal-polymer sandwich laminates*. In: Journal of Macromolecular Science, Part B 19, Nr. 4, S. 773–791, 2006.
- [Jal16] Jalanesh, M.; Miller, A.; Hehmann, M.; Spiekermeier, A.; Hübner, S.; Behrens, B.-A.: *Process-Integrated Projection Welding during Deep Drawing*. In: Advanced Materials Research 1140, S. 59–66, 2016.
- [Joh73] Johnson, W.; Mellor, B. P.: *Engineering Plasticity*. Van Nostrand Reinhold Co, 1973.
- [Kam99] Kaminsky, C.: *Numerische Modellierung der Oberflächenwandlung von Feinblechen*. Dissertation. Universität Hannover, 1999.
- [Kap96] Kapiński, S.: *Analytical and experimental analysis of deep drawing process for bi-metal elements*. In: Journal of Materials Processing Technology 60, 1-4, S. 197–200, 1996.
- [Kar15] Karajibani, E.; Fazli, A.; Hashemi, R.: *Numerical and experimental study of formability in deep drawing of two-layer metallic sheets*. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 80, 1-4, S. 113–121, 2015.
- [Kar97] Karlsson, K.; Aström, B.: *Manufacturing and applications of structural sandwich components*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 28, Nr. 2, S. 97–111, 1997.
- [Käs16] Kästle, C.: *Simulationmethode zur Beurteilung der Maßhaltigkeit von rollgefalzten Karosseriebaugruppen im Zusammenbau*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2016.
- [Kaw03] Kawalla, R.: *75 Jahre Metallformung in Freiberg*. Tagungsband, Freiberg: Institut für Metallformung, 2003.

- [Kaw06] Kawalla, R.: *Herstellungs- und Verarbeitungstechnologien für Magnesium- und Aluminiumknetwerkstoffe*. Tagungsband Meform 2006, Freiberg, Inst. für Metallformung, 2006.
- [Kee61] Keeler, S. P.: *Plastic instability and fracture in sheet stretched over rigid punches*. PhD Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Boston, 1961.
- [Kes97] Kessler, L.: *Simulation der Umformung organisch beschichteter Feinbleche und Verbundwerkstoffe mit der FEM*. Dissertation. RWTH Aachen, 1997.
- [Kes08] Kessler, L.; Gerlach, J.; Aydin, M.S.: *Springback Simulation with Complex Hardening Material Models*. 7. LS-Dyna Anwenderforum, Bamberg, 2008.
- [Kim90] Kim, J. K.; Thomson, P. F.: *Separation behaviour of sheet steel laminate during forming*. In: Journal of Materials Processing Technology 22, Nr. 2, S. 147–161, 1990.
- [Kim03] Kim, K. J.; Kim, D.; Choi, S. H.; Chung, K.; Shin, K. S.; Barlat, F.; Oh, K. H.; Youn, J. R.: *Formability of AA5182/polypropylene/AA5182 sandwich sheets*. In: Journal of Materials Processing Technology 139, 1-3, S. 1–7, 2003.
- [Kle01] Kleppmann, W.: *Taschenbuch Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren*. 2. Aufl., München, Hanser, 2001.
- [Kna97] Knabe, E.: *Ziehen von Blechformteilen aus zusammenschweißten Platinen unterschiedlicher Blechdicke und Güte*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1997.
- [Koc96] Koch, S.: *Elastisches Kleben im Fahrzeugbau: Beanspruchungen und Eigenschaften*. Dissertation, TU München, 1996.
- [Kok04] Koka, A.: *US-Detektion von Klebverbindungsfehlern und deren Auswirkungen auf die Beanspruchbarkeit der Verbindung*. ZfP in Forschung, Entwicklung und Anwendung, 2004.
- [Kön06] König, W.; Klocke, F.: *Fertigungsverfahren: Blechbearbeitung*. 5. Aufl., Berlin, Springer Berlin, 2006.
- [Kop05] Kopp, R.; Nutzman, M.; van Santen, J.: *Formability of Lightweight, Vibration Damping and Medium Perfused Sandwich Sheets*. In: Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials, 2005.
- [Kra05] Krasovskyy, A.: *Verbesserte Vorhersage der Rückfederung beider Blechumformung durch weiterentwickelte Werkstoffmodelle*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2005.
- [Kre09] Krenkel, W.: *Verbundwerkstoffe*. 17. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde, 1. Aufl. Weinheim, Wiley-VCH, 2009.
- [Kub08] Kubli, W.; Krasovskyy, A.; Sester, M.: *Modelling of reverse effects including work-hardening stagnation and early replastification*. In: Int J Mater Form; S. 145-148, 2008.

- [Kup13] Kuprin, C.: *Verformungsverfestigung bei zyklisch inkrementeller Torsion von Reineisen und dem Stahl 42CrMo4N*. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2013.
- [Kuw95] Kuwabara, T.; Morita, Y.; Miyashita, Y.; Takahashi, S.: *Elastic-plastic behavior of sheet metal subjected to in-plane reverse loading*. In: Tanimura, S.; Khan, A.S. (Eds.), *Proceedings 5th International Symposium on Plasticity and Its Current Applications*, Gordon and Breach, S. 841–844, 1995.
- [Lan05] Lange, G.: *Beitrag zum Umformverhalten von dreischichtigen austenitischen Sandwichverbunden mit polymerer Kernschicht*. Dissertation. TU Clausthal-Zellerfeld, 2005.
- [Lan93] Lange, K.: *Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft*. Berlin, Springer Berlin, 1993.
- [Lau09] Laurent, H.; Grèze, R.; Manach, P. Y.; Thuillier, S.: *Influence of constitutive model in springback prediction using the split-ring test*. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 51, Nr. 3, S. 233–245, 2009.
- [Lee96] Lee, J. K.: *Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes: Verification of Simulations with Experiments*. Center for Advanced Materials and Manufacturing of Automotive Components, 1996.
- [Li02] Li, K. P.; Carden, W. P.; Wagoner, R. H.: *Simulation of springback*. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 44, Nr. 1, S. 103–122, 2002.
- [Li13] Li, H.; Chen, J.; Yang, J.: *Experiment and numerical simulation on delamination during the laminated steel sheet forming processes*. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 68, 1-4, S. 641–649, 2013.
- [Li14] Li, Z.; Zheng, Z.; Yu, J.; Qian, C.; Lu, F.: *Deformation and failure mechanisms of sandwich beams under three-point bending at elevated temperatures*. In: *Composite Structures* 111, S. 285–290, 2014.
- [Lie05] Liewald, M.; Wagner, S.; Becker, D.: *Ausstattung und Kompetenzen des Tribologielabors am Institut für Umformtechnik*. IDDRG, 2005.
- [Lie09a] Liewald, M.; Bolay, C.; Wagner, S.: *Steuerung des Werkstoffflusses bei wirkmedienbasierter Blechumformung*. EFB-Forschungsbericht, 2009.
- [Lie09b] Liewald, M.; Held, C.; Schleich, R.: *Characterisation of Sheet Metal Formability*. *Steel Research Int.*, 80, Nr. 4, 2009.
- [Lie10] Liewald, M.: *Herstellung von Bauteilen großer Ziehtiefen und schrägen Seitenwänden durch modifiziertes Hydromechanisches Tiefziehen*. Deutsche Forschungsgemeinschaft, Stuttgart, 2010.

- [Lie11] Liewald, M.; Kappes, J.; Geiger, J.; Wagner, S.: *Untersuchungen zum Einfluss der Lagerung auf das superplastische Umformverhalten der Aluminiumlegierung AA5083*. Abschlussbericht der EFB, 2011.
- [Lie13] Liewald, M. (Hrsg.); Lange, K.: *Blecbearbeitung*. 2., neue Aufl. Berlin, Springer, (Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft). 2013.
- [Lie16a] Liewald, M.: *Neue Leichtbaulösungen aus Blech aus der Blech- und Massivumformung: Derzeitige Entwicklungen, Konzepte und Anwendungen*. In: 9. Ranshofener Leichtmetalltage-Strategien, S. 37–50, 2016.
- [Lie16b] Liewald, M.; Radonjic, R.: *Approaches for springback reduction when forming ultra high-strength sheet metals*. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 159, S. 12028, 2016.
- [Lie16c] Liewald, M.; Singer, M.: *In-situ Reibungsmessung – Abbildung auftretender Belastungen in der Blechumformsimulation*. FE-Workshop, Stuttgart, 2016.
- [Lie17] Liewald, M.; Radonjic, R.: *Tiefziehen ohne Rückfederung*. UMFORMtechnik, (4/2017), S. 18-19, 2017.
- [Lim16] Lim, Y.: *Formability of coated vinyl on sheet metal during deep drawing process*. In: Journal of Materials Processing Technology 227, S. 178–189, 2016.
- [Lin01] Link, T.: *Formability and Performance of Steel- Plastic-Steel Laminated sheet Materials*. In: Society of Automotive Engineers, Nr. 2001-01-0079, S. 48–55, 2001.
- [Liu04] Liu, L.; Wang, J.: *Modeling Springback of Metal-Polymer-Metal Laminates*. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 126, Nr. 3, S. 599, 2004.
- [Liu06] Liu, L.: *Monotonic shear and shear fatigue of foamcore composite sandwich structures*. Proceedings of the 27th Risø International Symposium Polymer Composite Materials for Wind Power Turbines. 2006.
- [Liv01] Livatyali, H.; Altan, T.: *Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods*. In: Journal of Materials Processing Technology 117, 1-2, S. 262–268, 2001.
- [Lsd17] LS-Dyna: *What are the differences between implicit and explicit?* URL: <http://www.dynasupport.com/faq/general/what-are-the-differences-between-implicit-and-explicit>, 2017.
- [Man05] Manesh, H.; Danesh, T.; Karimi, A.: *Theoretical and experimental investigation of cold rolling of tri-layer strip*. In: Journal of Materials Processing Technology 166, Nr. 2, S. 163–172, 2005.
- [Man08] Mang, H.; Eberhardsteiner, J.; Hofstetter, G.: *Festigkeitslehre*. 3. Aufl. Wien: Springer Wien, 2008.

- [Mar11a] Maravic, D.: *Induktionstaugliches Kochgeschirr mit geringem Rauschpegel und hoher EMV*. Veröffentlichungsnr. WO 2013/049946 A1, 2011.
- [Mar11b] Maravic, D., Rastberger, S.: *Kochgeschirr mit einem deformationsfreien Boden und Verfahren zu seiner Herstellung*. Veröffentlichungsnr. CH 703 032 A2, 2011.
- [Mar73] Marciniak, Z.; Kuczyński, K.; Pokora, T.: *Influence of the plastic properties of a material on the forming limit diagram for sheet metal in tension*; In: International Journal of Mechanical Sciences, Volume 15, Issue 10, S. 789-800, 1973.
- [Mar09b] Martienssen, W.; Warlimont, H. (Hrsg.): *Metal Forming Data of Ferrous Alloys - deformation behaviour*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [Mar10] Marzi, S.: *An Extension of MAT 240 to consider the failure structural adhesive joints in crash simulations*. Bamberg, 2010.
- [Mcg99] Mcgarva, L. D.; Astrom, B. T.: *Insert Integration in Thermoplastic-Based Foam Core Sandwich Components*. In: Journal of Sandwich Structures and Materials 1, Nr. 3, S. 214–229, 1999.
- [Mec18] Mecmesin GmbH: Schälversuche & Adhäsionsprüfungen. URL: <https://www.mecmesin.de/peel-test-adhesion-testing>; 2018.
- [Mer13] Merklein, M.; Wieland, M.: *Praxisnahe und wirtschaftliche Ermittlung der kinematischen Verfestigung von Blechwerkstoffen mittels Biegeversuchen*. EFB-Forschungsbericht Nr. 382, Hannover: EFB, 2013.
- [Mer18] Merklein, M.; Affronti, E.; Jaremenko, C.; Maier, A.: *Analysis of Forming Limits in Sheet Metal Forming with Pattern Recognition Methods. Part 1: Characterization of Onset of Necking and Expert Evaluation*. Materials 11, S. 1495, 2018.
- [Mes15a] Meschut, G.; Augenthaler, F.: *Hybridfügen von Mischbaustrukturen aus faserverstärkten Kunststoffen mit metallischen Halbzeugen*. AiF Abschlussbericht IGF-Nr.: 17618 N, 2015.
- [Mes15b] Meschut, G., Teutenberg, D.; Wünsche, M.: Adhesive Sealants, 12: 22. <https://doi.org/10.1007/s35784-015-0533-5>; 2015.
- [Mes17] Meschut, G.; Matzenmiller, A.; Mayer, B.: *Experimentelle Kennwertermittlung und Simulation von strukturellen Klebverbindungen mit elastoplastischen und bruchmechanischen Kohäsivelementen*: Forschungsvorhaben P 957/422, FOSTA Abschlussbericht, 2017.
- [Meu08] Meuthen, B.; Jandel, A.: *Coil Coating: Bandbeschichtung: Verfahren, Produkte und Märkte*. 2. Aufl. Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, 2008.
- [Mey09] Meyer, A.: *Erhöhung der erreichbaren Ziehtiefe durch den Einsatz von Tailor Rolled Blanks*. Dissertation. RWTH Aachen, 2009.

- [Mil07] Milch, M.: *Tiefziehen von geklebten Doppellagenblechen*. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2007.
- [Moh15] Mohammadi, S.; Parsa, M.; Aghchai, A. J.: *Simplified springback prediction in Al/PP/Al sandwich air bending*. In: Journal of Sandwich Structures and Materials 17, Nr. 3, S. 217–237, 2015.
- [Moh05a] Mohr, D.: *On the role of shear strength in sandwich sheet forming*. In: International Journal of Solids and Structures 42, 5-6, S. 1491–1512, 2005.
- [Moh05b] Mohr, D.; Straza, G.: *Development of Formable All-Metal Sandwich Sheets for Automotive Applications*. In: Advanced Engineering Materials 7, Nr. 4, S. 243–246, 2005.
- [Mor01] Mori, K.: *Simulation of materials processing: Theory, methods and applications*. Proceedings of the 7th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes-NUMIFORM 2001, 2001.
- [Mor12] Mori, K.; Abe, Y.; Kato, T.: *Mechanism of superiority of fatigue strength for aluminium alloy sheets joined by mechanical clinching and self-pierce riveting*. In: Journal of Materials Processing Technology 212, Nr. 9, S. 1900–1905, 2012.
- [Mül14] Müller, M.; Müller, B.; Hensel, S.; Nestler, M.; Jahn, S. F.; Wittstock, V.; Schubert, A.; Drossel, W.-G.: *Structural Integration of PZT Fibers in Deep Drawn Sheet Metal for Material-integrated Sensing and Actuation*. In: Procedia Technology 15, S. 658–667, 2014.
- [Nak68] Nakajima, K.; Kikuma, T.; Hasuka, K.: *Study on the Formability of Steel Sheets*. In: Yamata Technical Report; Vol. 264; 1968.
- [Nes16] Nestler, M.: *Umformung metallbasierter Mehrschichtverbunde mit Sensor- und Aktorfunktionalität*. Dissertation, IWU Chemnitz, 2016.
- [Neu07] Neugebauer, R.: *Hydro-Umformung*: Springer Berlin Heidelberg, 2007.
- [Neu09] Neugebauer, R.; Drossel, W.G.; Sterzing, A.; Schieck, F.: *Strukturbauteile im Automobil: Technologiepotenziale für intelligenten Leichtbau*. Braunschweig, 2009.
- [Nie08] Niermann, D.: *ZfP-Regelwerk zur Kontrolle von Klebverbindungen*. 5. Fachtagung „ZfP im Eisenbahnwesen“, Berlin, 2008.
- [Nut08] Nutzman, M.: *Umformung von Mehrschichtverbundblechen für Leichtbauteile im Fahrzeugbau*. Dissertation, RWTH Aachen, 2008.
- [Ost07] Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*. 2. Aufl. Berlin: Springer, 2007.
- [Pal05] Palkowski, H.; Lange, G.: *Austenitic Sandwich Materials in the Focus of Research*. Belgrad, 2005.

- [Pal07] Palkowski, H.; Lange, G.: *Creation of Tailored High-Strength, Hybrid Sandwich Structures*. In: *Advanced Materials Research* 22, S. 27–36, 2007.
- [Pal14] Palkowski, H., Carradò, A.: *Three-layered sandwich material for lightweight applications*. In: *Emerging Materials Research* 3, Nr. 3, S. 130–135, 2014.
- [Pan13] Pan, D.; Gao, K.; Yu, J.: *Cold roll bonding of bimetallic sheets and strips*. In: *Materials Science and Technology* 5, Nr. 9, S. 934–939, 2013.
- [Par01] Parsa, M.; Yamaguchi, K.; Takakura, N.: *Redrawing analysis of aluminum–stainless-steel laminated sheet using FEM simulations and experiments*. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 43, Nr. 10, S. 2331–2347, 2001.
- [Pha07] Pham, T.-Q.: *Toleranzanalyse und Optimierung eines Finite-Elemente Strukturmodells mit OptiY19*. Abaqus Benutzerkonferenz. 2007.
- [Rap06] Rapp, H.: *Versagen von Sandwichstrukturen*. Seminar für Leichtbau, Präsentation der Bundeswehr, 25.06.2006, 2006.
- [Ras12] Rasche, M.: *Handbuch Klebtechnik*. München: Hanser, 2012.
- [Ric12] Richard, H.; Sander, M.: *Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. 2. Aufl., 2012.
- [Roh02] Rohleder, M.: *Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen*. Dissertation, TU Dortmund, 2002.
- [Rol93] Roll, K.; Tekkaya, E.: *Numerische Verfahren der Prozesssimulation in der Umformtechnik*, Bd. 4. In: K. Lange (Ed.), *Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft*, S. 330, 1993.
- [Rol04] Roll, K.; Lemke, T.; Wieland, K.: *Simulationsgestützte Kompensation der Rückfederung*. LS DYNA Anwenderforum, 2004.
- [Rol11] Roll, K.: *Simulation der Prozesskette Blechteilefertigung*. Behrens B.-A.: 20. Umformtechnisches Kolloquium Hannover, 2011.
- [Roo15] Roos, E.; Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. 5. Aufl. Berlin, Heidelberg, 2015.
- [Ros15] Rosenschon, M.; Merklein, M.; Sutter, S.: *Evaluation of kinematic hardening models for multiple stress reversals under continuous cyclic shearing and multi-step bending*. 10th European LS-Dyna Conference, Würzburg 2015.
- [Rot05] Roth, M. A.; Himmel, N.; Johannes, M.; Cuervo Pinera, V.: *Entwicklung von in Dickenrichtung armierten Krafteinleitungen (IDAK) für Sandwich-Strukturen aus Faser-Kunststoff-Verbund*, Bd. 57. In: *Konstruktion*, 2005.
- [Roy01] Roylance, D.: *Introduction to Fracture Mechanics*. Massachusetts Institute of Technology, 2001.

- [Sch84] Scheffler, E.: *Einführung in die Praxis der statistischen Versuchsplanung*: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1984.
- [Sch08] Schikorra, M.; Tekkaya, A. E.; Kleiner, M.: *Experimental investigation of embedding high strength reinforcements in extrusion profiles*. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 57, Nr. 1, S. 313–316, 2008.
- [Sch03a] Schlimmer, M.: *Grundlagen zur Berechnung des mechanischen Verhaltens von strukturellen Klebverbindungen des Fahrzeugbaus*, Bd. 11. In: 10th Paderborner Symposium Fügetechnik: Mechanisches Fügen und Kleben, 2003.
- [Sch03b] Schmidt-Jürgensen, R.: *Untersuchungen zur Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen beim Tiefziehen*. Dissertation, TU Hannover, 2003.
- [Sch10] Schmidchen, M.; Kawalla, R.; Hagemann, P.; Birkner, K.: *80 years of rolling mill and rolling technology in Freiberg*. Proceedings. Freiberg: Institut für Metallformung, 2010.
- [Sie10] Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T.: *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. Heidelberg: Springer, 2010.
- [Sie97a] Siegert, K.; Schwager, A.: *Verfahren und Vorrichtung zum Umformen eines Werkstückes unter Einwirkung eines Druckmediums*. Veröffentlichungsnr. DE 19751035 C2, 1997.
- [Sie97b] Siegert, K.; Schwager, A.; Lösch, B.: *Verfahren und Vorrichtung zum kombinierten Hydro-Umformen von Metallblech*. Veröffentlichungsnr. DE 19732413 B4, 1997.
- [Sie15] Siegert, K.: *Blechumformung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015.
- [Sie18] N.N.: *Form- und Pressenstrasse mit ContiRoll*. Unternehmensbroschüre, URL: www.siempelkamp.com, 25.07.2018, 2018.
- [Sni96] Sniekers, R.: *Friction in deep drawing*. Dissertation, Technische Universiteit Eindhoven, 1996.
- [Sok11] Sokolova, O.; Carradò, A.; Palkowski, H.: *Metal-polymer-metal sandwiches with local metal reinforcements: A study on formability by deep drawing and bending*. In: Composite Structures 94, Nr. 1, S. 1–7, 2011.
- [Sok12] Sokolova, O.; Kühn, M.; Palkowski, H.: *Deep drawing properties of lightweight steel/polymer/steel sandwich composites*. In: Archives of Civil and Mechanical Engineering 12, Nr. 2, S. 105–112, 2012.
- [Sok13] Sokolova, O.: *Study of metal/polymer/metal hybrid sandwich composites for the automotive industry*. Dissertation, TU Clausthal-Zellerfeld, 2013.
- [Son15] Son, Y.; Ko, D.; Kim, B.: *Prediction of delamination and tearing during stamping of polymer-coated metal sheet*. In: Journal of Materials Processing Technology 220, S. 146–156, 2015.

- [Sta01] Stark-Seuken, D.: *Ermittlung und Beschreibung der Fließkurven von Karosseriewerkstoffen bei hohen Dehnraten*. Dissertation. RWTH Aachen, 2001.
- [Ste08] Stegmaier, T.; Hager, T.; Yilmaz, D.; Vohrer, A.; Sürth, M.-G.; Planck, H.; Wagner, S.; Becker, D.; Hahn, O.; Teutenberg, D.: *Stahlblech-Mehrschichtverbund mit textiler Einlage: Ein neues Leichtbaumaterial mit besonderen Eigenschaften*. In: wt Werkstattstechnik online 98, Nr. 10, 2008.
- [Ste17] Stein, P., Groche, P.: *Delaminationsdetektion an Schichtverbunden*. URL: <http://www.bbr.de/index.cfm?pid=1646&pk=164495&sl=1#.WRiAro9OJUz>, 2017.
- [Ste12] Stelzmann, U.: *Robuste und effiziente Kontaktmodellierung in LS-Dyna: Wie gut sind die neuen Optionen?*, URL: http://public.beuth-hochschule.de/~kleinsch/Expl_FEM/2012_Explizit_Kontakte_UM.pdf, 27.03.2018, 2012.
- [Sto15] Storms, T.: *Laserunterstützung beim Kragenziehen*. Verlag Meisenbach GmbH, Bamberg, www.umformtechnik.net, 2015.
- [Str02] Stribeck, R.: *Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager*. Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure. Vol. 46, Seite 38ff. 1902.
- [Swe13] Swedish Steel prize: Condeco Technologies AG. URL: <http://www.steelprize.com/en/Finalists/Earlier-finalists/2013/condeco-technologies-ag/#.WAc5nY9OJUy>, 2013.
- [Tak01] Takiguchi, M.; Yoshida, F.: *Plastic bending of adhesive-bonded sheet metals*. In: Journal of Materials Processing Technology 2001, Nr. 113, S. 743–748, 2001.
- [Tak03a] Takiguchi, M.; Yoshida, F.: *Analysis of plastic bending of adhesive-bonded sheet metals taking account of viscoplasticity of adhesive*. In: Journal of Materials Processing Technology 140, 1-3, S. 441–446, 2003.
- [Tak03b] Takiguchi, M.; Yoshida, F.: *Deformation Characteristics and Delamination Strength of Adhesively Bonded Aluminium Alloy Sheet under Plastic Bending*. In: JSME International Journal, Series A, Vol. 46, No. 1, S. 68–75, 2003.
- [Tak08] Takiguchi, M.; Yoshida, T.; Yoshida, F.: *Effects of temperature and forming speed on plastic bending of adhesively bonded sheet metals*. International Journal of Modern Physics Vol. 22, S. 31- 32, 2008.
- [Tak13] Takiguchi, M.; Tokuda, T.; Yoshida, T.; Funaki, M.; Hamasaki, H.; Yoshida, F.: *Plastic-bending of Adhesively Bonded Dissimilar Sheet Metals*. In: Key Engineering Materials Vols. 535-536, S. 418-421, 2013.
- [Tan94] Tan, Z.; Magnusson, C.; Persson, B.: *The Bauschinger effect in compression-tension of sheet metals*. In: Materials Science and Engineering: A 183, 1-2, S. 31–38, 1994.

- [Tek04] Tekiner, Z.: *An experimental study on the examination of springback of sheet metals with several thicknesses and properties in bending dies*. In: Journal of Materials Processing Technology 145, Nr. 1, S. 109–117, 2004.
- [Tho05] Thomsen, O. T.; Bozhevolnaya, E.; Lyckegaard, A.: *Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials*: Proceedings of the 7th International Conference on Sandwich Structures, Aalborg University, Aalborg, 2005.
- [Thy09] ThyssenKrupp Steel AG: *BONDAL Körperschalldämpfender Verbundwerkstoff*. Unternehmensbroschüre, URL: www.thyssenkrupp.com, 12.08.2019, 2009.
- [Thy14] ThyssenKrupp Steel AG: *InCar plus: Lösungen für automobile Effizienz*, ATZextra, Issue 10/2014, 2014.
- [Tis14] Tisza, M.; Lukács, Z.: *Springback Analysis of High Strength Dual-phase Steels*. In: Procedia Engineering 81, S. 975–98, 2014.
- [Tor16] Toros, S.: *Parameters Determination of Yoshida Uemori Model Through Optimization Process of Cyclic Tension-Compression Test and V-Bending Springback*. In: Latin American Journal of Solids and Structures 13, Nr. 10, S. 1893–1911, 2016.
- [Tzo03] Tzou, G.; Huang, M.: *Analytical modified model of the cold bond rolling of unbound double-layers sheet considering hybrid friction*. In: Journal of Materials Processing Technology 140, 1-3, S. 622–627, 2003.
- [Van08] van den Bosch, M.; Schreurs, P.; Geers, M.: *Identification and characterization of delamination in polymer coated metal sheet*. In: Journal of the Mechanics and Physics of Solids 56, Nr. 11, S. 3259–3276, 2008.
- [Van09] van den Bosch, M.; Schreurs, P.; Geers, M.: *On the prediction of delamination during deep-drawing of polymer coated metal sheet*. In: Journal of Materials Processing Technology 209, Nr. 1, S. 297–302, 2009.
- [Voe00] Voelkner, W.: *Present and future developments of metal forming: Selected examples*. In: Journal of Materials Processing Technology 106, 1-3, S. 236–242, 2000.
- [Wag97] Wagner, S.: *Schriftliche Fassung der Vorträge zum Fertigungstechnischen Kolloquium*. 11./12. November 1997 in Stuttgart. Berlin: Springer, 1997.
- [Wag05] Wagner, S.; Jäger, S.: *Umformen von Doppelplatinen durch die Verfahrenskombination Tiefziehen mit anschließender Hydroumformung*: Proceedings of the Conference. 2005.
- [Wag06] Wagner, S.: *Wirkmedienbasierte Fertigungstechniken zur Blechumformung: Abschlussbericht SPP 1098*. Deutsche Forschungsgemeinschaft, 2006.
- [Wei04] Weiss, M.; Rolfe, B.; Dingle, M.; Hodgson, P.: *The influence of interlayer thickness and properties on springback*. Suppl. Metal Forming, 2004.

- [Wei06] Weiss, M.; Rolfe, B. F.; Dingle, M.; Duncan, J. L.: *Elastic Bending of Steel-Polymer-Steel (SPS) Laminates to a Constant Curvature*. In: Journal of Applied Mechanics 73, Nr. 4, S. 574, 2006.
- [Wei07] Weiss, M.; Dingle, M. E.; Rolfe, B. F.; Hodgson, P. D.: *The Influence of Temperature on the Forming Behavior of Metal/Polymer Laminates in Sheet Metal Forming*. In: Journal of Engineering Materials and Technology 129, Nr. 4, S. 530, 2007.
- [Wei09] Weigert, P.: *Berücksichtigung formänderungsbedingter Effekte im Entwicklungsprozess der Methodenplanung von tiefgezogenen Karosseriebauteilen*. Dissertation, Fraunhofer IWU, Technische Universität Chemnitz, 2009.
- [Wer14] Werber, A.; Liewald, M.; Nester, W., et al.: *Development of a new failure prediction criterion in sheet metal forming*; In: International Journal of Material Forming; Vol. 7; Issue 4; 2014.
- [Wie07] Wiedner, C.: *Tiefziehen von Tailor Rolled Blanks*. Dissertation. RWTH Aachen, 2007.
- [Wis15] Wisner, G.; Stammen, E.; Dilger, K.; Spiekermeier, A.; Jalanesh, M.; Hübner, S.; Behrens, B.-A.: *Adhesively Bonded Blanks for Local Reinforcements in Body-in-White Manufacturing*. In: The Journal of Adhesion 92, 7-9, S. 698–721, 2015.
- [Woo14] Wood, M.; Charlton, P.; Yan, D.: *Ultrasonic Evaluation of Artificial Kissing Bonds in CFRP Composites*. The e-Journal of NDT 19, 2014.
- [Xia04] Xia, Z. S.; Miller, C. E.; Ren, F.: *Springback behavior of AA6111-T4 with split-ring test*. Proceedings of the 8th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes. 2004.
- [Yam98] Yamaguchi, K.; Adachi, H.; Takakura, N.: *Metals and Materials* Nr. 420, 1998.
- [Yan04] Yang, M.; Akiyama, Y.; Sasaki, T.: *Evaluation of change in material properties due to plastic deformation*. In: Journal of Materials Processing Technology 151, 1-3, S. 232–236, 2004.
- [Yin14] Yin, Q.: *Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch*. Dissertation, TU Dortmund, 2014.
- [Yos90] Yoshida, F.: *Elastic-Plastic Analysis for Bending of Metal/Polymer/Metal Sandwich Plate*. Proceedings of the 3. International Conference on Technology of Plasticity, 1990.
- [Yos02a] Yoshida, F.; Uemori, T.; Fujiwara, K.: *Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain*. In: International Journal of Plasticity 18, 5-6, S. 633–659, 2002.

-
- [Yos02b] Yoshida, F.; Uemori, T.: *A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and work hardening stagnation*. In: International Journal of Plasticity 18, 5-6, S. 661–686, 2002.
- [Yu09] Yu, H.: *Variation of elastic modulus during plastic deformation and its influence on springback*. In: Materials & Design 30, Nr. 3, S. 846–850, 2009.
- [Zie59] Ziegler, H.: *A modification of Prager's hardening rule*. Quart. Appl. Math. 17, 55. 1959.

Normen und Standards

- [AST13] ASTM D5528: *Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*. 2013.
- [AST16] ASTM C273: *Standard Test Method for Shear Properties of Sandwich Core Materials*. 2016.
- [DIN03a] DIN 8580: *Fertigungsverfahren*. 2003.
- [DIN03b] DIN 8593-5:2003-09: *Fertigungsverfahren Fügen - Teil 5: Fügen durch Umformen*. 2003.
- [DIN03c] DIN EN 13887:2003-11: *Strukturklebstoffe - Leitlinien für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen und Kunststoffen vor dem Kleben*; Deutsche Fassung EN 13887:2003.
- [DIN06] DIN 53281: *Prüfung von Klebverbindungen – Probenherstellung*. 2006.
- [DIN07] DIN EN 15336: *Klebstoffe –Bestimmung der Zeit bis zum Bruch geklebter Fügeverbindungen unter statischer Belastung*. 2007.
- [DIN08] 12004-2: *Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Grenzformänderungskurven - Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven in Laboratorien*. 2008.
- [DIN09a] DIN EN 1465: *Klebstoffe –Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung*. 2009.
- [DIN09b] DIN EN 15870:2009-08: *Klebstoffe - Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebung* (ISO 6922:1987 modifiziert); Deutsche Fassung EN 15870:2009.
- [DIN09c] Norm ISO 25217:2009-05 *Klebstoffe - Bestimmung der Mode I-Bruchenergie von strukturellen Klebverbindungen unter Verwendung von Doppelbalkenproben (DCB) und keilförmigen Doppelbalkenproben (TDCB)*, 2009.
- [DIN11] DIN EN 14869-1:2011-07 *Strukturklebstoffe -Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen*. 2011.
- [DIN16] DIN 2304-1:2016-03: *Klebtechnik - Qualitätsanforderungen an Klebprozesse - Teil 1: Prozesskette Kleben*. 2013.
- [DIN82] DIN 53294: *Prüfung von Kernverbunden; Schubversuch*. 1982.

10 CURRICULUM VITAE

PERSÖNLICHE DATEN

Name: Dennis Hofmann
Geburtsdatum: 17.08.1987
Geburtsort: Kreuztal (Nordrhein-Westfalen)

SCHULISCHE AUSBILDUNG

1998 – 2007 Gymnasium Stift Keppel, Hilchenbach

UNIVERSITÄRE AUSBILDUNG

10/2007–02/2013 Universität Siegen
Abschluss: Diplom-Ingenieur | Allgemeiner Maschinenbau
08/2011-02/2012 Studium an der San Diego State University, USA
Allgemeiner Maschinenbau/BWL (Study Abroad Semester)

BERUFLICHER WERDEGANG

Seit 2018 HYDAC International GmbH, Saarbrücken
Leiter Vertrieb Branche Umform-/Recyclingtechnik
01/2016-07/2016 Center for Precision Forming (CPF) an der Ohio State University, USA
Wissenschaftlicher Mitarbeiter
10/2013–12/2017 Universität Stuttgart
Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik (IFU)
08/2012-02/2013 PricewaterhouseCoopers (PwC), Düsseldorf
Diplomarbeit
10/2007–08/2013 ThyssenKrupp Steel Europe AG, Duisburg
Duales Studium in Kooperation mit der Universität Siegen

