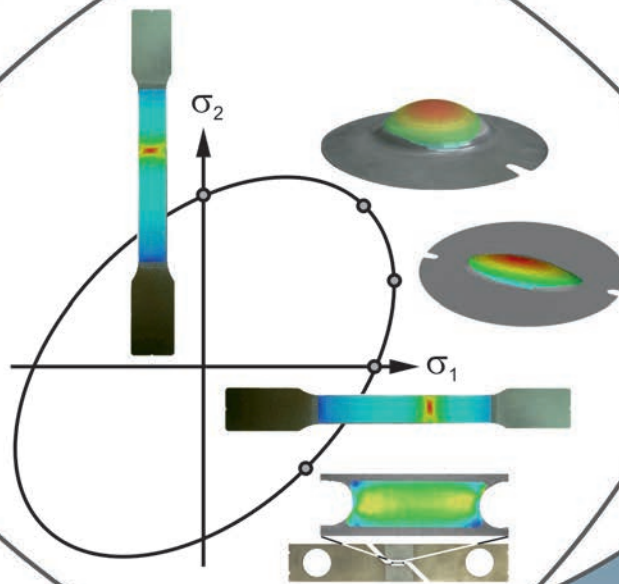




Matthias Lenzen

Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformprozessen

Matthias Lenzen

Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische
Auslegung von Blechumformprozessen

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 426

Herausgeber/-innen:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Sebastian Müller

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Matthias Lenzen

Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformprozessen

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT)
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Erlangen
FAU University Press
2023

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek:
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bitte zitieren als

Lenzen, Matthias. 2023. *Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformprozessen*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 426. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-664-0.

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt.
Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren.
Sie sind nutzbar unter der Creative-Commons-Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS-Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
<https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home>

Verlag und Auslieferung:
FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-663-3 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-664-0 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: 10.25593/978-3-96147-664-0

**Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung
für die numerische Auslegung
von Blechumformprozessen**

Der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Matthias Lenzen

aus Fürth

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen
Prüfung: 09.03.2023

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gerson Meschut

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie (LFT) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Die wesentlichen Erkenntnisse dieser Arbeit wurden im Rahmen von zwei Forschungsvorhaben erarbeitet. Das erste Projekt mit Namen „Prozessorientierte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformoperationen (IGF18143BG)“ wurde von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen und der Europäischen Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. gefördert. Das zweite Projekt „Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit in der Werkstoffmodellierung durch Berücksichtigung des Fließortes bei ebener Dehnung (DFG 412137480)“ wurde von der Deutschen Forschungsgemeinschaft DFG gefördert. Für die Unterstützung der Fördermittelgeber möchte ich mich herzlich bedanken.

Besonders danken möchte ich der Ordinaria des Lehrstuhls für Fertigungstechnologie, Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein, für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit sowie das Vertrauen und die Förderung, welche mir während meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter entgegengebracht wurde. Weiterhin gilt mein Dank allen Kolleginnen und Kollegen des Lehrstuhls sowie allen Studierenden am Lehrstuhl, für die gute und konstruktive Zusammenarbeit. In besonderem Maße möchte ich meinen Dank an meine Kollegen und Freunde Peter Hetz, Andreas Hetzel, Doris Kohl, Martin Kraus, Miriam Leicht, Nikolaos Rigas, Philipp Sachse, Stephan Schirdewahn, Harald Schmid und Manfred Vogel richten. Neben den wertvollen fachlichen und nichtfachlichen Diskussionsrunden möchte ich mich vor allem für die Hilfsbereitschaft bedanken, die ich während der gesamten Zeit am Lehrstuhl erfahren habe.

Zuletzt gilt mein Dank meiner Familie und besonders meiner Frau Susanne für den Rückhalt und die bedingungslose Unterstützung, welche mir diesen Weg erst ermöglicht haben.

Ebermannstadt, im Oktober 2022

Matthias Lenzen

Inhaltsverzeichnis

	Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis	ix
1	Einleitung	1
2	Stand der Technik und Forschung	3
	2.1 Werkstoffe für den Karosseriebau	3
	2.2 Umformprozesse im Automobilbau.....	5
	2.3 Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens.....	6
	2.3.1 Eignung von Fließortkurven zur Abbildung relevanter Werkstoffkennwerte	6
	2.3.2 Abbildung der Werkstoffverfestigung.....	12
	2.4 Methoden für die Charakterisierung mechanischer Kennwerte	16
	2.4.1 Kennwertermittlung bei uniaxialer Zugbelastung	18
	2.4.2 Versuche zur Kennwertermittlung unter biaxialer Dehnung.....	21
	2.4.3 Kennwertermittlung unter ebener Dehnung	28
	2.5 Zusammenfassende Bewertung des Stands der Technik und Forschung.....	30
3	Zielsetzung und methodische Vorgehensweise	33
4	Versuchswerkstoffe, Prüfeinrichtungen, mathematische Modelle und FE-Methode	37
	4.1 Werkstoffe.....	37
	4.2 Prüfverfahren und Methoden zur Auswertung.....	39
	4.2.1 Optische Messsysteme	39
	4.2.2 Uniaxialer Zugversuch.....	41
	4.2.3 Kerbzugversuch.....	42
	4.2.4 Scherzugversuch	43
	4.2.5 Hydraulischer Tiefungsversuch	43
	4.2.6 Schichtstauchversuch	45
	4.2.7 Nakajima-Versuch	46
	4.2.8 Kreuznapf.....	47
	4.3 Werkstoffmodelle	48

4.4	FE-Analyse	49
5	Erarbeitung einer Methode für eine effiziente Kategorisierung von Werkstoffeigenschaften	51
5.1	Werkstoffverhalten bei uniaxialer Belastung	51
5.1.1	Fließverhalten im Zugversuch.....	51
5.1.2	Uniaxiale senkrechte Anisotropie r	53
5.1.3	Mikrostrukturelle Validierung des Gültigkeitsbereichs ...	55
5.2	Kennwertermittlung im äquibiaxialen Spannungszustand	60
5.2.1	Kennwertermittlung im hydraulischen Tiefungsversuch	60
5.2.2	Plastisches Werkstoffverhalten im Schichtstauchversuch	62
5.3	Erarbeitung von Prüfmethoden für die Charakterisierung des plastischen Werkstoffverhaltens bei ebener Dehnung	66
5.3.1	Erarbeitung eines Prüfkonzpts zur Charakterisierung der Werkstoffverfestigung unter ebener Dehnung	67
5.3.2	Erarbeitung eines Kreuzzugversuchs zur Ermittlung des Fließbeginns bei zum hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize vergleichbaren Dehnpfaden.....	74
5.3.3	Bewertung der Prüfverfahren bei ebener Dehnung über die resultierende Fließspannung	78
5.4	Ableitung von Methoden zur ganzheitlichen Beurteilung des plastischen Werkstoffverhaltens	83
5.5	Zusammenfassende Beurteilung des plastischen Werkstoffverhaltens	91
6	Sensitivitätsanalyse der Eingangsparameter auf die numerische Bauteilprognose	95
7	Maßgeschneiderte Werkstoffmodellierung und Einflussanalyse auf die resultierende Bauteilgeometrie.....	111
7.1	Anforderungsdefinition.....	111
7.2	Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit durch Integration des Fließortes bei ebener Dehnung	123
7.3	Analyse der Prognosequalität mit einem Fehlerschätzer für die Fließspannung	129
7.4	Definition eines prozessabhängigen Indikators	138

	7.5 Bewertung der maßgeschneiderten Werkstoffmodellierung...	142
8	Handlungsempfehlungen auf Grundlage der Untersuchungsergebnisse	149
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	155
10	Summary and outlook.....	159
11	Literaturverzeichnis.....	163

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

Symbol	Einheit	Beschreibung
$a_{HS} / b_{HS} / c_{HS}$	-	Parameter für Werkstoffmodell von Hockett-Sherby
b	mm	Breite
d_N	mm	Nebenachsendurchmesser
e	-	Euler Konstante
h	mm	Höhe
k_f	MPa	Fließspannung
$k_{f_{HTV}}$	MPa	Fließspannung im Hydraulischen Tiefungsversuch
$k_{f_{SSV}}$	MPa	Fließspannung im Schichtstauchversuch
$k_{f_{Versagen}}$	MPa	Fließspannung bei Werkstoffversagen
$k_{f_{ZV0^\circ}}$	MPa	Fließspannung im Zugversuch in Walzrichtung
k_{f0}	MPa	Fließbeginn
l	mm	
l_{ab}	mm	Abgerollte Länge
l_{WR0} / l_{WR90}	mm	Längen für die Vermessung von Schichtstauchversuchen
m	-	Fließortexponent
m_r	-	Reibfaktor
n	-	Verfestigungsexponent
p	bar	Druck
$r_0 / r_{45} / r_{90}$	-	Senkrechte Anisotropiekennwerte
r_b	-	Biaxiale Anisotropie
r_x / r_y	mm	Radien der Halbachsen
s	mm	Blechdicke
s_0	mm	Ausgangsblechdicke
t	s	Zeit
v	mm/s	Geschwindigkeit
x		Funktionsparameter
A	mm ²	Querschnittsfläche
A_g	-	Gleichmaßdehnung
$F_{Prüf}$	N	Prüfkraft
F_{SSV}	N	Stauchkraft im Schichtstauchversuch
R^2	-	Bestimmtheitsmaß

Ra	μm	Mittenrauwert
α	-	Faktor für bezogene Länge
ε	-	Technische Dehnung
$\varepsilon_1, \varepsilon_2$	-	Technische Hauptformänderungen
η	-	Triaxialitätskennzahl
$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}$	MPa	Spannung in Abhängigkeit der Walzrichtung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_{12}$	MPa	Hauptspannungen
σ_b	MPa	Äquibiaxiale Spannung
σ_{PS}	MPa	Spannung bei ebener Dehnung
σ_{RMSE}	MPa	Mittlerer Fehler der Spannung
σ_{vgl}	MPa	Vergleichsspannung
σ_x, σ_y	MPa	Geometrieabhängige Spannungen
σ_Y	MPa	Fließspannung
$\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$	-	Wahre Hauptformänderungen
φ_{12}	-	Wahre Scherdehnung
φ_{vgl}	-	Vergleichsumformgrad
φ_{vM}	-	Vergleichsumformgrad nach von Mises

Abkürzung

biax

TRIP

TWIP

FE

CFK

FEM

krz

kfz

FEA

IF

HV

PLC

CCD

DIC

LED

PTFE

SD

WR

HTV

Beschreibung

Biaxial

Transformation induced plasticity

Twinning induced plasticity

Finite Elemente

Kohlefaser verstärkter Kunststoff

Finite Element Methode

Kubisch Raumzentriert

Kubisch Flächenzentriert

Finite Element Analyse

Interstitial free

Vickers Härte

Portevin-Le Chatelier Effekt

Charge-coupled device

Digital image correlation

Light emitting diod

Teflon

Standardabweichung

Walzrichtung

Hydraulischer Tiefungsversuch

<i>SSV</i>	Schichtstauchversuch
<i>ZV</i>	Zugversuch
<i>RMSE</i>	Root mean squared error

1 Einleitung

„Vier Parameter reichen mir, um einen Elefanten zu fitten, und mit fünf kann er noch mit dem Rüssel wackeln“ [1]. Mit dieser Aussage beschrieb John von Neumann die Relevanz valider Experimente und die Notwendigkeit einer korrekten Interpretation der gemessenen Daten. Umgekehrt führt eine zu starke Adaption eines Modells nicht zwangsläufig zu einer korrekten Abbildung der Wirklichkeit. Die Modellbildung ist somit ein wesentlicher Bestandteil für die Beschreibung von Wirkzusammenhängen. Ausgehend vom Experiment über die Analyse der Messwerte hin zu den mathematischen Beschreibungen der Zusammenhänge entstehen mannigfache Möglichkeiten, die Wirklichkeit fehlerhaft oder verzerrt abzubilden.

Modellvorstellungen finden sich in allen Bereichen des täglichen Lebens, der Wissenschaft und Industrie. Bezogen auf die Automobilindustrie werden Fertigungsschritte meist über Modelle vereinfacht. Die Wahl des für den Fertigungsprozess zugrundeliegenden Werkstoffs hängt dabei von Anforderungen an das Bauteilgewicht oder das Formänderungsvermögen des Halbzeugs ab. Restriktionen im Hinblick auf Schadstoffemissionen während der Nutzungsdauer erfordern den Einsatz von Materialien mit geringerer spezifischer Dichte als Stahl. Beispielsweise Aluminium oder Magnesium können eine Gewichtsreduktion des fertigen Produkts bewirken [2]. Andererseits kann bei hochfesten Stahlwerkstoffen eine Reduktion der Bauteildicke zu einer Gewichtseinsparung führen. Moderne Ansprüche an umformtechnisch hergestellte Produkte sind beispielsweise eine gestiegene Funktionsintegration in das fertige Produkt. Dies ist oftmals gleichbedeutend mit einer Steigerung der Bauteilkomplexität [3]. Jedoch korreliert das Formänderungsvermögen von hochfesten Werkstoffen negativ mit der Werkstofffestigkeit, sodass eine optimale Lösung immer ein Kompromiss aus Festigkeit und Bauteilkomplexität darstellt. Gemeinsamkeit der genannten Werkstoffgruppen ist die herausfordernde Abbildung des jeweiligen Werkstoffverhaltens, welche mit konventionellen Modellen nicht mit einer ausreichenden Genauigkeit möglich ist. Hierbei stehen beispielsweise Phänomene, wie sich über die Umformung lokal ändernde Materialeigenschaften bei Magnesium [4] oder eine nicht konvexe Fließortgeometrie bei TRIP Stahl [5], im Zentrum der Forschung. Aber auch Tiefziehstahl hat spezifische mechanische Eigenschaften, die sich mit einfachen Modellen nur bedingt abbilden lassen. Im Bereich der Fertigungstechnologie entstanden die ersten phänomenologischen Modelle zur Abbildung der plastischen Formänderung von Metallen vor ca. 150 Jahren mit dem Modell von Tresca.

30 Jahre später konnten die zugrundeliegenden Mechanismen für die bleibende Formänderung beschrieben werden [6]. Mit dem steigenden Einsatz von Computern in der Prozessauslegung von Blechumformprozessen entstand seit der ersten numerischen Berechnung eines Blechumformprozesses von Hora [7] im Jahr 1987 ein Bedarf an verbesserten mathematischen Modellen, um das plastische Werkstoffverhalten möglichst exakt beschreiben zu können [8]. Diese mathematischen Beschreibungen des untersuchten Werkstoffverhaltens ermöglichten Finite Elemente (FE) Analysen der Umformvorgänge und konnten die Entwicklungszeit und –kosten signifikant reduzieren [9]. Eine mathematische Formulierung, die den Freiheitsgrad aufweist, die Plastizität von Tiefziehstahlsorten korrekt abzubilden, benötigt deutlich mehr Eingangsparameter, als in konventionellen Modellen zur Verfügung stehen. Die Bereitstellung dieser Kennwerte erfolgt über Experimente, um das Werkstoffverhalten bei unterschiedlichen Belastungsarten im Laborversuch charakterisieren zu können. Somit geht der Versuchsaufwand Hand in Hand mit einer besseren Abbildungsgenauigkeit und verhält sich konträr zu einer zeit- und kosteneffektiven Prozessauslegung. Eine stärkere Interaktion zwischen Experimenten und Modellierung bietet die Möglichkeit einer Effizienzsteigerung in der numerischen Abbildungsgenauigkeit [10].

An diesen Punkt knüpft die vorliegende Arbeit an. Basierend auf einer Sensitivitätsanalyse, die sich der Frage widmet, welche Werkstoffkennwerte besonderen Einfluss auf die modellierte Fließfläche nehmen, erfolgt die Charakterisierung der relevanten Werkstoffkennwerte. Dafür werden neue Prüf- und Auswertemethoden erarbeitet. Die Kennwerte werden anschließend herangezogen, um ein bestehendes Stoffgesetz zu optimieren, um das reale Werkstoffverhalten mit geringerem Fehler im Modell abbilden zu können. Validiert wird der Ansatz über Fehlerindikatoren anhand eines Beispielprozesses. Ziel ist eine effiziente Werkstoffcharakterisierung und Identifikation der wesentlichen Modellparameter, um die Simulationsgüte zu steigern. Mit den gewonnenen Erkenntnissen ist es möglich, die Anzahl der notwendigen Tests und damit verbunden den finanziellen und zeitlichen Aufwand auf das notwendige Minimum zu reduzieren und gleichzeitig die Prozessauslegung effizienter zu gestalten. Der damit verbundene gesellschaftliche Nutzen zeigt sich in einer reduzierten CO₂-Emission der fertigen Produkte durch die verbesserte Produktauslegung. Weiterhin kann der Werkstoffbedarf reduziert werden, da Prozesse mit einer gesteigerten Präzision ausgelegt werden können. Diese Aspekte tragen zu einer nachhaltigeren Fertigung bei und schonen die global zur Verfügung stehenden Ressourcen.

2 Stand der Technik und Forschung

Dieses Kapitel legt den Fokus zunächst auf die grundlegenden Charakteristika von Werkstoffen, die im Automobilbau eingesetzt werden. Neben der Herstellung der Halbzeuge wird auf die Einsatzfelder dieser Legierungen sowie deren Eigenschaften eingegangen. Anschließend erfolgt eine Einordnung verschiedener Umformprozesse mit Fokus auf dem Karosseriebau. Hierbei werden die unterschiedlichen einflussnehmenden Faktoren auf den Umformprozess beschrieben und eingeordnet. Soll ein Umformprozess numerisch abgebildet werden, werden Materialmodelle benötigt. Die Einordnung dieser Modelle bildet daher einen wesentlichen Aspekt im folgenden Kapitel. Dabei wird zwischen der Modellierung der Werkstoffverfestigung und der Modellierung des mehrachsigen Spannungsraumes unterschieden. Um Modelle anwenden zu können, werden Eingangsdaten aus der Werkstoffcharakterisierung benötigt. Es erfolgt eine Differenzierung zwischen einzelnen Belastungsarten und Prüfmechanismen in der Kennwertermittlung mit ihren jeweiligen Vorteilen, Herausforderungen und Grenzen. Abgeschlossen wird das Kapitel mit einer zusammenfassenden Bewertung.

2.1 Werkstoffe für den Karosseriebau

Die Wahl des am besten geeigneten Werkstoffs für ein Produkt ist wesentlicher Bestandteil in der Produktauslegung. Zu berücksichtigende Aspekte sind beispielsweise das Bauteilgewicht, Festigkeit, Energieabsorptionsvermögen im Crashfall, aber auch optische Aspekte, wie eine glatte Bauteiloberfläche oder die Fügbarkeit der Komponenten [11] müssen betrachtet werden. Im Kraftfahrzeugbau kommen neben CFK-Werkstoffen weiterhin überwiegend metallische Werkstoffe in Betracht, wenn es um sicherheitsrelevante Baugruppen geht [3]. Grund für den Einsatz metallischer Werkstoffe ist die im Vergleich zu Kunststoffen oder anderen Naturstoffen hohe Wirtschaftlichkeit dieser Werkstoffklasse [12]. Um trotz der hohen spezifischen Dichte von Stahlwerkstoffen eine Gewichtsreduktion im Endprodukt zu erzielen, erfolgen Optimierungen mit unterschiedlichen Ansätzen. Beispielsweise kann durch eine niedrigere spezifische Dichte und gleichbleibendes Bauteilvolumen eine Gewichtseinsparung erreicht werden. Hierbei sind hochfeste Aluminiumlegierungen [13] oder die Umformung von Magnesiumwerkstoffen [4] im Fokus der Forschung. Andererseits ist eine Gewichtsreduktion möglich, wenn die Bauteildicke reduziert wird. Dies kann

durch den Einsatz höher- und höchstfester Stahlsorten erzielt werden, die trotz geringerer Blechdicke eine gleichbleibende oder gesteigerte Tragfähigkeit besitzen. Dies kann einerseits durch geeignete Prozessstrategie wie beispielsweise dem Presshärten [14] und andererseits durch die Erforschung neuer Werkstoffe umgesetzt werden. Ziel ist bei beiden Varianten, komplizierte Bauteilgeometrien, die ein hohes Formänderungsvermögen des Werkstoffs voraussetzen, herzustellen. Als Innovation in der Werkstofftechnik ist der TWIP (Twinning Induced Plasticity) Stahl zu nennen, den trotz hoher Zugfestigkeit zwischen 750 MPa und 880 MPa eine Bruchdehnung von mindestens 45 % unter quasistatischer Belastung auszeichnet [15]. Ursache hierfür ist der Mechanismus der Zwillingsbildung bei plastischer Deformation [16]. Eine vergleichbare Bruchdehnung zwischen 30 % und 43 % weisen Tiefziehstahlsorten auf [17]. Die Festigkeit dieser Werkstoffklasse beträgt zwischen 250 MPa bis 500 MPa. Aufgrund des niedrigen Verfestigungsexponenten erfolgt eine geringe Zunahme der Versetzungsdichte, die ein Versagen bei vergleichsweise hoher Dehnung zur Folge hat [18]. Des Weiteren weist diese Stahlsorte einen vergleichsweise hohen Wert der mittleren senkrechten Anisotropie auf, der Werkstofffluss erfolgt somit überwiegend aus der Blechebene und nicht aus der Blechdickenrichtung. Aus diesem Grund wird dieser Werkstoff für komplizierte Strukturbauteile eingesetzt [12]. Besondere Herausforderung an die numerische Prozessauslegung von Bauteilen dieser Werkstoffklasse ist das belastungsart- [19] und dehnungsabhängige [20] Werkstoffverhalten. Grund hierfür ist die Ausrichtung der Textur, die durch den Walzprozess zur Herstellung der Halbzeuge in den Werkstoff eingebracht wird [21]. Gerade Tiefziehstahlsorten weisen nach dem Walzprozess eine ausgeprägte Streckgrenze auf [22]. Die aus dieser ausgeprägten Streckgrenze resultierenden Lüders Bänder werden durch Fließfiguren am umgeformten Bauteil sichtbar und sind daher bei Außenhautbauteilen nicht erwünscht [23]. Um den Fließfiguren entgegenzuwirken, wurde der Prozessschritt des Dressierens etabliert [24]. Dabei wird das Halbzeug mit einer Stichabnahme von unter 2 % gewalzt [24]. Die plastische Formänderung beschränkt sich dadurch überwiegend auf die Randzone des Bleches [25]. Experimentelle Untersuchungen von Grassino et al. [26] zeigen für unterschiedliche Stahllegierungen, dass die ausgeprägte Streckgrenze durch diesen Prozessschritt eliminiert werden konnte. Das Dressieren wirkt sich jedoch nachteilig auf die erreichbare Gleichmaßdehnung aus. Fang et al. [27] erkannten, dass sich für Manganstähle die Gleichmaßdehnung des Werkstoffs in Abhängigkeit der Stichabnahme beim Dressieren linear reduzierte. Um dem entgegenzuwirken, wurde eine optimierte Vakuumbehandlung eingesetzt, die eine Reduktion der Kohlenstoff- und Stickstoffgehalte zur Folge hatte [28]. Die erreichbare

Bruchdehnung kann somit gesteigert werden [3]. Dieses Verfahren wird vor allem bei Werkstoffen wie DX56 oder DX57 eingesetzt, um die nach DIN EN 10346 [29] geforderten Mindestdehnungen zu garantieren [3].

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass durch eine Steigerung der Formgebungsgrenzen des zugrundeliegenden Werkstoffs oder durch die Substitution durch belastbarere Werkstoffe, eine effizientere Produktgestaltung verwirklicht werden kann. Allerdings hat nicht nur der Werkstoff einen Einfluss auf die Effizienz in der Fertigung. Auch der Umformprozess selbst ist im Fokus der Forschung.

2.2 Umformprozesse im Automobilbau

Der in der Automobilindustrie überwiegend im Karosseriebau eingesetzte Umformprozess ist das Zugdruckumformen nach DIN 8584-1:2003 [30], das sogenannte Tiefziehen [9]. Eine Analyse zum „FutureSteelVehicle“, einem Projekt der Stahlforschung für ein Mobilitätskonzept der Zukunft, sieht den Fertigungsprozess Tiefziehen bei 79 % der Bauteile anteilig am Fahrzeuggewicht [31]. Weitere in dieser Studie relevante Umformprozesse sind das Rollprofilieren und die Warmumformung [31]. Als weiteres Fertigungsverfahren muss das Biegen in der konventionellen Prozessführung im Karosseriebau erwähnt werden [9]. Aufgrund der Relevanz in der Fertigung liegt der weitere Fokus auf dem Tiefziehen. Dieser Prozess entspricht einer Ausformung der Zielgeometrie aus einem flachen Blechhalbzeug mittels Stempel, Niederhalter und Matrize. Hierbei treten in unterschiedlichen Bereichen des Bauteils jeweils charakteristische Dehnungszustände auf. Im Bodenbereich überwiegen biaxiale bis äquibiaxiale Dehnungen. In der Zarge dominieren uniaxiale und ebene Dehnung. Der Flanschbereich zeichnet sich durch Scherdehnungen aus. Für den Prozess des Tiefziehens charakteristische Schadensbilder sind Faltenbildung und Risse.

Zu welchem Zeitpunkt im Umformprozess und in welchem Umfang die genannten Schadensbilder auftreten, hängt einerseits vom Werkstoff, andererseits maßgeblich von den gewählten Prozessparametern ab. Eine Optimierung des Prozesses über Prozessparameter kann mittels Kontrolle der Prozesstemperatur [32], mit optimierter Niederhalterbewegung [33] oder Niederhalterkraft [34] erreicht werden. Mit einer vorgelagerten lokalen Wärmebehandlung der Platine konnten Vollertsen und Geiger die Tiefzieheigenschaften steigern [35]. Auch eine definierte Blechrückhaltung kann zu einer Verbesserung der Umformbarkeit führen [36]. Andererseits kann eine Stoffflusssteuerung durch eine Optimierung des Platinenzuschnitts

erzielt werden. Die unterschiedlich großen Kontaktflächen zwischen Platine und Werkzeug im Flanschbereich und der damit verbundenen Variation der Reibkraft führten bei [37] zu einer Prozessverbesserung. Generell tragen die tribologischen Bedingungen in Tiefziehprozessen maßgeblich zur Durchführbarkeit von Umformoperationen und dem notwendigen Kraftverbrauch bei. Durch die Kenntnis der Tribologie und deren gezielter Nutzung im Umformprozess können die Kontaktbedingungen gezielt eingestellt werden, um den Formgebungsprozess zu optimieren. Durch diesen Erkenntnisgewinn profitiert auch die numerische Prozessauslegung. Durch definierte und über die Umformung konstante Reibzahlen im Umformprozess kann dieser mit einer verbesserten numerischen Abbildungsgenauigkeit nachgerechnet werden, denn die Modellierung der tribologischen Verhältnisse hat Einfluss auf die Vorhersagegenauigkeit. Allerdings nimmt nicht nur die Abbildung der Kontaktbedingung Einfluss auf die Güte der numerischen Berechnung. Für eine präzise numerische Auslegung von Umformprozessen, inklusive der korrekten Vorhersage der Schadensbilder ist eine ausreichend exakte Modellierung des zugrundeliegenden Werkstoffs essentiell [38]. Aufgrund der Relevanz der Werkstoffmodellierung in der vorliegenden Arbeit, liegt der weitere Fokus im Stand der Technik und Forschung auf der Abbildung von Werkstoffkennwerten im Modell und damit verbunden, der Bereitstellung dieser Kennwerte aus Experimenten.

2.3 Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens

Werkstoffmodelle bilden die Brücke von der realen in die virtuelle Welt. Dabei werden das elastische und plastische Werkstoffverhalten genauso wie die Grenzformänderung abgebildet [39]. Die überwiegende Anzahl an Modellen sind phänomenologisch. Sie sind auf Grundlage empirischer Untersuchungen entstanden und weisen keine Verbindung zur metallphysikalischen Wirkmechanismen auf [40]. Diese Modelle zur Abbildung des plastischen Werkstoffverhaltens lassen sich in zwei Kategorien einordnen. Modelle zur Abbildung der Werkstoffverfestigung bei plastischer Formänderung sowie Modelle zur Abbildung des Spannungswertes bei Übergang von elastischer zu plastischer Formänderung im mehrdimensionalen Spannungsraum, den sogenannten Fließortkurven.

2.3.1 Eignung von Fließortkurven zur Abbildung relevanter Werkstoffkennwerte

Aufgrund der stetig steigenden Rechenleistung und neuen Methoden zur Messung von Werkstoffeigenschaften lassen sich zahlreiche Publikationen

mit mathematischen Modellen zur Beschreibung der Fließortes finden. Tabelle 1 gibt einen Überblick über die Modelle, die aufgrund der Implementierung in kommerzieller FE Software überwiegend eingesetzt werden in chronologischer Reihenfolge des Jahres der jeweiligen Veröffentlichung. Eine Unterscheidung erfolgt dabei hinsichtlich des abgebildeten Spannungsraumes. Für die numerische Abbildung von Blechumformprozessen werden oftmals zweidimensionale Modelle, die sich auf die ersten zwei Hauptspannungskomponenten beziehen, genutzt [41]. Als Vereinfachung wird die dritte Hauptspannungskomponente in Blechdickenrichtung als nicht vorhanden angenommen, da die Geometrieabmessungen in der Blechebene um Potenzen größer sind. Weiterhin unterscheiden sich die Modelle durch die Anzahl an Freiheitsgraden.

Tabelle 1: Übersicht über bestehende Modelle zur Beschreibung des Fließortes und die zur Identifikation notwendigen Werkstoffkennwerte

Modellname	Jahr	Benötigte Kennwerte	Spannungsraum
Tresca [42]	1864	σ_0	3D
v. Mises [43]	1913	σ_0	3D
Hill'48 [44]	1948	$\sigma_0, \Gamma_0, \Gamma_{45}, \Gamma_{90}$	3D
Barlat 89 [45]	1989	$\sigma_0, \Gamma_0, \Gamma_{90}$	2D
Hill'90 [46]	1990	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, \Gamma_{45}$	2D
Barlat 91 [40]	1991	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b$	3D
Yld2000-2d [47]	2000	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, \Gamma_0, \Gamma_{45}, \Gamma_{90}, \Gamma_b$	2D
Barlat 2004 [48]	2004	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, \Gamma_0, \Gamma_{45}, \Gamma_{90}, \Gamma_b$	3D
BBC [49]	2005	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, \Gamma_0, \Gamma_{45}, \Gamma_{90}, \Gamma_b$	3D
Vegter [50]	2006	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, \sigma_{PS}, \Gamma_0, \Gamma_{45}, \Gamma_{90}, \Gamma_b$	2D
CPBo6 [51]	2006	$\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, \Gamma_0, \Gamma_{45}, \Gamma_{90}, \Gamma_b$	3D

Die Spannungskomponenten $\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}$ beziehen sich dabei auf die uniaxiale Zugspannung in Abhängigkeit der Walzrichtung. Die äquibiaxiale Zugspannung wird mit σ_b referenziert, σ_{PS} entspricht der Fließspannung bei

ebener Dehnung. Die Werkstoffanisotropie in den entsprechenden Orientierungen entspricht r_0 , r_{45} sowie r_{90} . Die äquibiaxiale Werkstoffanisotropie wird mit r_b abgekürzt. Die Klassifizierung zwischen 2D und 3D Spannungsraum bezieht sich auf die vom Modell berücksichtigten Hauptspannungen. In einem 2D Werkstoffmodell werden die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 abgebildet. Zusätzlich wird die Schubkomponente σ_{12} im Modell berücksichtigt. In einem 3D Werkstoffmodell werden als Erweiterung die dritte räumliche Komponente der Spannung, sowohl die Hauptspannung σ_3 als auch die weiteren Schubspannungskomponenten ausgegeben. Auf Grundlage dieser Tabelle lassen sich zwei grundlegende Erkenntnisse ableiten:

- Die Anzahl an frei wählbaren Parametern in den Modellen stieg vor allem in den vergangenen 30 Jahren kontinuierlich, was durch den steigenden Einsatz numerischer Methoden in der Prozessauslegung zu erklären ist [8].
- Verbesserte Messmöglichkeiten führen zu Modellen mit mehr Parametern, da die Messtechnik, insbesondere die optische Messtechnik, eine Bereitstellung weiterer Kennwerte unter zweiachsigen Spannungs- und Dehnungszuständen ermöglicht [52].

Neben den in Tabelle 1 beschriebenen konventionellen Modellen gibt es weitere Bestrebungen, den Ort der plastischen Formänderung in einem Modell abzubilden. Einen pragmatischen Ansatz, die Fließortkurve mittels Polynomfunktionen höheren Grades zu modellieren, verfolgten Hu [53], Comsa und Banabic [54], Soare et al. [55] oder Yoshida et al. [56]. Sie nutzten Polynome vierter bis achter Ordnung für die Beschreibung des funktionalen Zusammenhangs von Werkstoffkennwerten und Fließortkurve. Grilo et al. entwickelten eine anisotrope Fließregel für die Beschreibung der kinematischen Verfestigung über finite Dehnungen und finite Spannungen [57]. Ihr Ergebnis war eine sehr gute numerische Abbildung eines zweistufigen Formgebungsprozesses.

Basierend auf den genannten Modellen gibt es die Bestrebung, die Abbildungsgenauigkeit zu steigern oder die notwendige Versuchsanzahl zu reduzieren. Einerseits führen diese präziseren Modelle zu einer energieeffizienteren Fertigung, andererseits lassen sich nur durch die richtige Abbildung von Umformoperationen die nachfolgenden Prozessschritte wie beispielsweise Fügeoperationen numerisch berechnen, wenn der erste für die Fügeoperation zugrundeliegende Prozessschritt korrekt abgebildet wurde [58]. Für eine Steigerung der Vorhersagegenauigkeit des initialen Fließortes integrierten Brosius et al. zusätzliche Eingangsparameter [59].

Diese wurden prozessangepasst anhand der im Umformvorgang vorkommenden Spannungszustände gewichtet und konnten das Werkstoffverhalten unter zweiachsigen Spannungszuständen verbessert abbilden. Bäck et al. nutzten eine inverse Strategie, um die Modellparameter auf Grundlage von experimentellen Kennwerten zu optimieren [60]. Dafür wurden komplizierte Bauteile als Experiment und numerisches Modell verglichen und der Fehler minimiert. Über die Messung von Eigenspannungen im Blechwerkstoff konnten Hariharan et al. eine Evaluation und Validierung von Werkstoffmodellen durchführen [61]. Dafür erfolgte ein Vergleich der Eigenspannungen zwischen Experiment und Numerik bei Beanspruchung unter ebener Dehnung zur Beurteilung der Vorhersagegüte. Neben der Erweiterung des Versuchsspektrums zur Identifikation von Fließkriterien kann alternativ eine Substitution von Standardversuchen durchgeführt werden, um die Modellparameteridentifikation zu optimieren. Mithilfe eines neuronalen Netzes identifizierten Chamek et al. die Modellparameter des Fließkriteriums Hill'48 [62]. Nach durchlaufenem Training war das neuronale Netz in der Lage, vergleichbare Ergebnisse zu einer FE-Simulation eines Rundnapfes zu generieren. Lediglich die Werkstoffkennwerte aus dem uniaxialen Zugversuch in Walzrichtung benötigten Abspoel et al. zur Herleitung der anderen Kennwerte [63]. Dafür wurden mit einer sehr großen Basis an experimentell ermittelten Kennwerten werkstoffübergreifende Faktoren definiert, die die unterschiedlichen Spannungszustände in ein Verhältnis setzen. Analog wurde für die benötigten Anisotropiekennwerte vorgegangen. Vorteil dieser Methode ist, dass jedes beliebige Materialmodell identifiziert werden kann. Limitiert wird der Ansatz jedoch dadurch, dass die definierten Faktoren nicht für jeden Werkstoff gleichermaßen ideal zutreffen und das Modell diese Werkstoffe nur näherungsweise abbilden kann. Als Eingangsmessdaten benötigten Butz et al. [64] oder Coppieters et al. [65] neben Kennwerten aus dem Zugversuch in Walzrichtung lediglich eine Mikrostrukturmessung des zugrundeliegenden Werkstoffs. Mit der virtuellen Methode konnte über die Verfestigung in Walzrichtung und die Texturanalyse ein 3D-Modell entwickelt werden, dass bei definierter Belastung die entsprechende Fließkurve ausgibt. Ergebnisse ihrer Untersuchungen belegen die Vergleichbarkeit zwischen virtuellen und experimentellen Kennwerten. Neben der virtuellen Werkstoffcharakterisierung über numerische Berechnungen können Materialmodelle alternativ invers mit FEM identifiziert werden. Tunetti et al. rechneten einen Schichtstauchversuch nach und optimierten die Fließortparameter des Modells Hill'48 über die resultierende Ausbauchung des Blechstapels während der Kompression [66]. Eine vergleichbare Methode nutzten Cooreman et al. [67]. Sie berechneten die Modellparameter invers über den

Abgleich der Dehnungsverteilung in einem Kreuzzugversuch mit gelochtem Zentrum. Wiederum den Kreuzzugversuch, allerdings ohne Loch, nutzte Rossi [68] zur inversen Berechnung der r -Werte. Hervorzuheben ist bei diesem Ansatz, dass die ermittelten r -Werte nicht der Werkstoffanisotropie im Zugversuch entsprachen, sondern rein willkürlich als zu optimierende Variablen angesehen wurden. Dies widerspricht der klassischen Auffassung der Werkstoffanisotropie und der daraus abgeleiteten r -Werte. Ein weiterer inverser Ansatz nutzt eine Schnittlinie im komplexen Dehnungsfeld von Experimenten und anschließender inverser Bestimmung der Fließortparameter durch Integration der inneren Lasten. Über iterative Schritte erfolgte eine Änderung der Modellparameter. Dies führt zu einer Annäherung des Integrals an die äußere Prüfkraft. Güner et al. konnten mit diesem Ansatz eine Parameteridentifikation der initialen Fließortkurve durchführen die vergleichbar zur konventionell ermittelten Fließortkurve war [69]. Weiter verbessert wurde dieser Ansatz von Küsters und Brosius [70]. Dabei konnte die Fließortkurve über einen konventionellen Zugversuch und einen Scherzugversuch mit inverser Analyse über die inneren Lasten bestimmt werden. Vorteil dieser Methode ist weiterhin, dass die Identifikation der Modellparameter über den gesamten Versuchsverlauf, somit auch bei hohen Dehnungen, optimiert wird. Ein vom Zugversuch abweichendes Verfestigungsverhalten kann somit indirekt im Modell berücksichtigt werden, wenngleich die hinterlegte Fließregel eine isotrope Verfestigung aufweist. Anstelle des Scherzugversuchs ist es mit dieser Methode zusätzlich möglich, Kennwerte unter anderer Belastungsart zu integrieren, beispielsweise Kennwerte unter ebener Dehnung [59].

Eine weitere Möglichkeit, erweiterte Werkstoffinformationen in ein Modell zu integrieren, bietet der Fließortexponent m , der eine Gemeinsamkeit aller Modelle von Barlat darstellt. Dieser Fließortexponent ist ein zusätzlicher Parameter, der je nach Wert eine unterschiedliche Rundheit des Modells bewirkt. Je höher der Fließortexponent gewählt wird, desto mehr geht die Fließortgeometrie in Richtung der Schubspannungshypothese von Tresca. Bei einem Fließortexponenten von $m = 2$ gleicht die Geometrie der Gestaltänderungsenergiehypothese von v. Mises. Gewöhnlich wird der Parameter mit $m = 8$ für kubisch flächenzentrierte Materialien (kfz) und $m = 6$ für kubisch raumzentrierte Werkstoffe (krz) angegeben [41]. Plunkett et al. [71] definierten den Fließortexponent mit $m = 5$ für kubisch raumzentrierte Werkstoffe. Zu einem ähnlichen Ergebnis kamen Gerlach et al. [72]. Einer Empfehlung von $m = 6$ konnte nicht gefolgt werden. Dagegen zeigte sich, dass ein fester Wert von $m = 5$ gerade im Bereich biaxialer Spannungen zwischen den modellierten Stützstellen eine Verbesserung

der Spannungsprognose im Bauteil zur Folge hatte. Demgegenüber stehen neue Erkenntnisse, die darlegen, dass der Fließortexponent nicht pauschal in Abhängigkeit des Metallgitters gewählt werden sollte, da es keine metallphysikalische Grundlage für die Empfehlung des m -Werts gibt, sondern dieser einen rein mathematischen Faktor darstellt. Hippke et al. [73] belegten die schlechte Abbildungsgenauigkeit bei der Nutzung dieser ganzzahligen Werte für den Fließortexponenten und geben eine Empfehlung, diesen über weitere Werkstoffinformationen zu optimieren. Demgegenüber stehen Untersuchungen anhand eines Lochaufweitungsversuchs und numerischer Simulation mit unterschiedlichen ganzzahligen Werten des Fließortexponenten von Iizuka et al. [74]. Sie zeigten, dass der m -Wert von 6 am besten für die Simulation eines Umformprozesses mit einem hochfesten Stahlwerkstoff geeignet ist. Aufgrund dieser teils konträren Ergebnisse bietet eine valide Optimierung des Wertes des Fließortexponenten das Potential, die numerische Abbildungsgenauigkeit signifikant zu steigern. Die Integration weiterer Werkstoffinformationen in das mathematische Modell mit Hilfe des Fließortexponenten ist dafür ein zielführender Weg, die Prognosegüte numerisch berechneter Umformoperationen zu erhöhen.

In den experimentell ermittelten und zur Identifizierung des Materialmodells herangezogenen Punkten spielt die Wahl des Verfestigungsexponenten jedoch keine entscheidende Rolle, da diese Punkte als Fixpunkt zum Aufspannen der Fließortkurve genutzt werden. In besonderem Maße sensitiv auf einen variierenden Fließortexponenten sind die Bereiche, die zwischen den experimentell ermittelten Punkten liegen, beispielsweise der Bereich der ebenen Dehnung. Gerade in diesem für Versagen kritischen Dehnungszustand sollte die prognostizierte Fließspannung keine Fehler aufweisen. Untersuchungen von Kessler et al. [75] zeigten, dass eine allgemeingültige Wahl des Fließortexponenten ($m = 6$) für verschiedene Stahlorten nicht zu einem befriedigenden Ergebnis in der Umformsimulation führt. Aus diesem Grund wurde sich für eine zusätzliche Stützstelle zwischen den konventionell notwendigen Aufpunkten (uniaxiale und äquibiaxiale Zugspannung) ausgesprochen, um einen auf den Werkstoff angepassten Fließortexponenten validieren zu können. Ein Beispiel für eine zusätzliche Stützstelle ist der Bereich der ebenen Dehnung.

Der Spannungszustand bei ebener Dehnung, im Englischen *plane strain*, ist für eine exakte Vorhersage des plastischen Werkstoffverhaltens von entscheidender Bedeutung [76], da hier ein geringes Formänderungsvermögen vorliegt und eine starke Blechausdünnung bereits bei niedrigen Umformgraden auftritt. Dieses geringe Formänderungsvermögen lässt sich durch

den infolge der Fließbehinderung in der Blechebene ausschließlich in Blechdickenrichtung stattfindenden Werkstoffflusses erklären. Dies führt dazu, dass über 80 % der Versagensfälle im Automobilbau auf einen Zustand ebener Dehnung oder nahe der ebenen Dehnung zurückzuführen sind [77]. Die Integration von Werkstoffkennwerten bei ebener Dehnung in ein Werkstoffmodell ist aktuell nur direkt in dem von Vegter und van den Boogaard [50] vorgeschlagenen Modell möglich. Alle andere in Tabelle 1 gelisteten Modelle berechnen die Fließfläche bei ebener Dehnung indirekt über Identifikationsparameter bei uniaxialer und äquibiaxialer Zugspannung und den entsprechenden Steigungen in diesen Punkten. Diese indirekte Beschreibung der Fließflächenkontur im für Versagen kritischen Bereich der ebenen Dehnung führt zwangsläufig zu Abweichungen vom Realprozess im Hinblick auf die Blechdicke, das Restformänderungsvermögen und abgeleitet daraus auch zu einer fehlerhaften Versagensprognose in der numerischen Prozessabbildung.

Zusammenfassend stellt die Wahl des Fließortexponenten weiterhin einen Stellhebel für die Änderung der Fließortkurvengeometrie und somit die Abbildungsgenauigkeit des Werkstoffs dar. Dabei sind gerade die Bereiche zwischen den Modellstützstellen (beispielsweise uniaxiale und äquibiaxiale Zugspannung) signifikant vom hinterlegten Fließortexponenten abhängig und bilden die realen Werkstoffkennwerte dementsprechend besser oder schlechter ab. In besonderem Maße trifft das auf die Fließspannung bei ebener Dehnung zu, da hier einerseits ein minimales Formänderungsvermögen vorliegt, andererseits eine Häufung von Versagensfällen erkannt wurde.

2.3.2 Abbildung der Werkstoffverfestigung

Die Werkstoffverfestigung, auch als Kaltverfestigung bezeichnet, beschreibt die Zunahme der erforderlichen Kräfte um den Werkstoff weiterhin plastisch zu verformen. Der hauptsächliche Mechanismus dafür ist der Anstieg der Versetzungsdichte in der Mikrostruktur bei plastischer Deformation. In konträrer Weise wirkt die Annihilation von Versetzungen. Dadurch wird die Anzahl an Versetzungen wieder reduziert. Weiterhin haben die Gitterstruktur der Werkstoffe sowie das Gefüge einen Einfluss auf die Versetzungsbewegung und somit auf die Kaltverfestigung. Je nach Gewichtung dieser Mechanismen und Werkstoffcharakteristika weisen unterschiedliche Werkstoffe ein mannigfaches Verfestigungsverhalten auf. In der Literatur finden sich daher zahlreiche Modelle, die das Verfestigungsverhalten abbilden. Geht es um die Abbildung der isotropen Verfestigung,

wird überwiegend die uniaxiale Zugspannung genutzt, um die Modellparameter zu identifizieren. Als gängige Vertreter dieser Modelle gelten Ludwik [78], Swift [79] oder Hockett-Sherby [80]. Herausfordernd ist es für alle Modelle, das Werkstoffverhalten über das experimentell gestützte Dehnungsspektrum hinaus zu extrapolieren. Untersuchungen von Prakash et al. belegen die Sensitivität dieser Extrapolation im Hinblick auf eine präzise numerische Abbildung eines formgebenden Prozesses [81]. Gantar et al. [82] untersuchten in einer Sensitivitätsanalyse welchen Einfluss eine Schwankung von Eingangswerten auf die Abbildungsgenauigkeit eines Formgebungsprozesses nimmt. Die Variation des Verfestigungsexponenten führte zum mit Abstand größten Einflussfaktor auf die Abbildung des Dehnungsverhaltens [82]. Aufgrund dieser Untersuchungsergebnisse sollte gerade die Werkstoffverfestigung mit einer hohen Genauigkeit abgebildet werden.

Durch die starke Vereinfachung mit der Annahme einer isotropen, in allen Belastungsrichtungen gleichmäßige Verfestigung, ist für viele Werkstoffklassen wie beispielsweise Magnesium- oder Titanlegierungen, aber auch Tiefziehstahlsorten [83] in realen Umformprozessen eine fehlerbehaftete Korrelation der vorhandenen Fließspannung mit dem Umformgrad die Folge. Daraus folgt in der numerischen Berechnung wiederum eine falsche Dehnungsprognose, da für lokale Bereiche überhöhte Verfestigungen angenommen werden, was eine weitere Formänderung in diesen Bereichen erschwert. Andere Verfestigungsmechanismen der genannten Werkstoffe sind beispielsweise die anisotrope, also belastungsartabhängige Festigkeitszunahme sowie die kinematische Verfestigung. Dieser Verfestigungsmechanismus tritt auf, wenn nicht lineare Lastpfade im Formgebungsprozess auftreten und ist werkstoffspezifisch unterschiedlich stark ausgeprägt. Gerade bei der numerischen Auslegung von Bauteilen mit einem offenen Profil ist die Modellierung der kinematischen Verfestigung relevant, da sich diese in einer Rückfederung des Bauteils nach der Entlastung im Werkzeug manifestiert. Erstmals beschrieben wurde die kinematische Verfestigung durch Bauschinger [84]. Modelle, die dieses Werkstoffverhalten abbilden können, sind das von Chaboche und Rousselier [85] oder das von Yoshida [86]. Da die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit am Beispiel eines geschlossenen Profils durchgeführt werden, ist die Berücksichtigung der Rückfederung und somit der kinematischen Verfestigung nicht relevant. Demgegenüber hat die anisotrope Werkstoffverfestigung eine hohe Relevanz bei den beschriebenen Werkstoffklassen. Dieser Verfestigungsmechanismus zeichnet sich durch eine Festigkeitszunahme aus, die nicht für alle

Spannungszustände gleichermaßen, also isotrop erfolgt, sondern richtungsabhängig unterschiedlich stark ausgeprägt ist [87]. Wird dies in einer Fließortkurve abgebildet, muss sich die Fließortkurve in Abhängigkeit des Umformgrads mit der Expansion verzerren und kann nicht wie in einem isotropen Fall mit gleichbleibender Form expandiert werden. In diesem Fall wird von Distorsionsverfestigung gesprochen. Untersuchungen von Schleich et al. belegten die verbesserte Abbildungsgüte bei einer Modellierung mit dehnungsabhängigen Kennwerten bei einem Rundnapf [88]. Für die Abbildung in einem mathematischen Modell werden meist nicht-assoziierte Fließregeln verwendet. Diesen liegt ein Fließkriterium zugrunde, welches in Abhängigkeit des Umformgrads neu identifiziert wird. Im Gegensatz dazu wird eine assoziierte Fließregel mittels Werkstoffkennwerten initial identifiziert und in Abhängigkeit des Umformgrads isotrop expandiert. Safei et al. [89] nutzte eine nicht-assoziierte Fließregel basierend auf dem Fließkriterium Yld2000-2d , um mit einer umformgradabhängigen Änderung der acht Parameter das distorsionale Verfestigungsverhalten abbilden zu können. Dabei werden die Parameter mittels Polynomfunktionen über den Umformgrad modelliert. Ein weiterer Ansatz, der in die gleiche Richtung geht, verwendet den im Fließkriterium Yld2000-2d vorhandenen Fließortexponenten m , um die Fließortgeometrie umformgradabhängig verändern zu können [90]. Zang et al. [91] wendeten für eine Variation der Fließortgeometrie Lineartransformationen an, um das reale Werkstoffverhalten mit geringerem Fehler abbilden zu können. Ein Nachteil dieser Ansätze mit nicht-assoziierte Fließregel ist ein höherer Rechenaufwand durch die benötigte Subroutine, die in Abhängigkeit des Umformgrads das Werkstoffverhalten abbildet. Zur Abbildung der Distorsionsverfestigung und anderer Verfestigungsmechanismen haben Feigenbaum und Dafalias das zweite Gesetz der Thermodynamik genutzt, um über den Energietransfer bei plastischer Arbeit ein Modell identifizieren zu können [92]. Die These, dass der Fließort abhängig von der sich über die Umformung ändernden Mikrostruktur ist, verfolgten Kowalczyk und Gambin [93]. Mit dem Modell Hill'90 konnte eine Evolution des Fließortes in Korrelation mit der Mikrostrukturänderung abgebildet werden. Eine andere Möglichkeit umformgradabhängige Eigenschaften zu modellieren bietet das sogenannte HAH (homogenous anisotropic hardening) Modell von Barlat et al. [94]. Dabei wird die Fließortkurve bei monotoner Last isotrop expandiert. Ist der Lastpfad jedoch nicht monoton, erfolgt eine definierte Verzerrung der Folgefließortkurve. Somit erfolgt die Modellierung des Verfestigungsverhaltens nicht in Abhängigkeit des zugrundeliegenden Werkstoffs, sondern des Lastpfades. Auf Grundlage dieses Modells hat Peters die Modellparameter dehnungsabhängig mit einer Exponentialfunktion variiert und

die verbesserte Abbildungsgenauigkeit von DCo5 und AA5182 nachgewiesen [95].

Da nicht nur die spannungsbasierten Werkstoffkennwerte eine Umformgradabhängigkeit aufweisen, sondern auch die Werkstoffanisotropie – auch als r -Wert bezeichnet – eine Abhängigkeit der plastischen Formänderung zeigt, gibt es Ansätze auch diese r -Wert Evolution in einem Materialmodell abzubilden. Suttner [4] oder Nasri et al. [96] nutzten vergleichbare Ansätze zur Modellierung der umformgradabhängigen Kennwerte. Suttner wendete einen Polynomansatz an, um die Modellparameter mit der Dehnung zu korrelieren. Nasri et al. nutzten den funktionalen Zusammenhang zwischen den Modellparametern des Modells Hill'48 und dem Umformgrad. Durch die Nutzung dehnungsabhängiger r -Werte wurde die Prognosegüte verbessert. Auf dieser Grundlage erweiterten Volk et al. das Modell Hill'48 um Modellparameter, die sich aus Spannungsverhältnissen zusammensetzen, um damit die Anisotropieevolution abbilden zu können [97]. Weitere auf dem Modell Hill'48 basierende Modifikationen erfolgten beispielsweise durch Zamiri und Pourboghraat [98] oder Takada et al. [99]. Zamiri und Pourboghraat erweiterten die Modellfunktionen um dehnungsabhängige Parameter zur Abbildung des Werkstoffverhaltens einer Niob-Legierung. Sie erbrachten den Nachweis einer verbesserten Abbildungsgüte der r -Wert Evolution. Takada et al. bildeten die r -Wert Evolution über eine Modifizierung der Modellparameter ab. Validiert wurde ihr Ansatz über die Simulation eines Zugversuchs über die Gleichmaßdehnung hinaus und den Abgleich der lokalen Dehnungsfelder zwischen Simulation und Experiment. Einen Ansatz ohne konkreten Bezug zu einem bestimmten Materialmodell präsentierten Yoshida et al. [100]. Dabei wurde das dehnratenabhängige Werkstoffverhalten in Abhängigkeit der Dehnung interpoliert, zwischen zwei berechneten Fließortkurven, die bei unterschiedlichen Dehnungen identifiziert wurden. Als Validierung wurde die Änderung des r -Werts genutzt. Die bei hohen Dehnungen fallenden Werte entsprachen den im Experiment ermittelten Anisotropiekennwerten. Neben der optimierten Wahl des initialen Fließortexponenten, wie in Abschnitt 2.3.1 beschrieben, ist es auch möglich diesen umformgradabhängig zu modifizieren, um die dehnungsabhängigen Werkstoffeigenschaften verbessert abbilden zu können. Untersuchungen von Kuwabara et al. [101] und Merklein et al. [20] haben gezeigt, dass sich über eine dehnungsabhängige Variation des Fließortexponenten das spannungszustandsabhängige Materialverhalten im Werkstoffmodell abbilden lässt. Dies konnte Küsters und Brosius für das Modell Yld2000-2d durch eine dehnungsabhängige Modellierung des Fließortexponenten m über eine Bézierkurve belegen [102].

Die Modellierung der Fließfläche [103] und deren Expansion [81] nimmt wesentlichen Einfluss auf die Abbildungsgenauigkeit in numerischen Simulationen. Untersuchungen von Banabic und Sester [104] haben gezeigt, dass die Wahl des Fließkriteriums maßgeblichen Einfluss auf die Simulationsgüte nimmt. Auch muss das für den jeweiligen Werkstoff zutreffende Verfestigungsverhalten modelliert werden. Andernfalls kann es trotz einer sehr präzisen Abbildung des Fließbeginns bei hohen Dehnungen zu einer vollkommen falschen Prognose der Fließspannungen kommen, was wiederum die Abbildungsgenauigkeit maßgeblich verschlechtert. Wird all dies berücksichtigt, kann das Werkstoffverhalten sehr präzise in der Simulation abgebildet werden. Voraussetzung dafür ist jedoch, dass eine ausreichende Anzahl an Werkstoffkennwerten für die Parameteridentifikation der meist phänomenologischen mathematischen Modelle bereitgestellt werden kann. Dabei spielt der Freiheitsgrad des Modells, das in der numerischen Berechnung Anwendung findet, keine entscheidende Rolle, denn es bestehen für alle Modelle gleichermaßen die Forderung nach validen Kennwerten aus optimierten Experimenten [105].

2.4 Methoden für die Charakterisierung mechanischer Kennwerte

Für die Ermittlung von Werkstoffkennwerten wurden in der Vergangenheit zahlreiche Prüfaufbauten und Messsysteme entwickelt und qualifiziert. Neben den mechanischen Kennwerten sind dies zum Beispiel Prüfungen zur Schädigung des Werkstoffs oder der Verbindungsfestigkeit von Fügeverbindungen [106]. Relevant für die vorliegende Arbeit ist in besonderem Maß die Bestimmung der plastischen Formänderung und somit der Spannung und der Dehnung. Da alle in Abschnitt 2.3 vorgestellten Modelle mindestens einen zweidimensionalen Spannungsraum abbilden, besteht auch an die Charakterisierungsversuche die Forderung, die erste und die zweite Hauptspannung sowie erste und zweite Hauptformänderung messtechnisch erfassen zu können. Nur mit vollständigen Informationen zu beiden Dehnungs- und Spannungskomponenten ist eine präzise Modellierung des Fließortes effizient möglich. Für die messtechnische Erfassung der Dehnung gibt es in der Literatur zwei grundlegende Verfahren, die optische und die taktile Dehnungsmessung. Vorteil der optischen Erfassung der Dehnung ist die Möglichkeit, zeitlich und örtlich aufgelöst Dehnungen zu messen. Die taktile Messung ist stets eine Mittelung zwischen den zwei Berührungspunkten des Messtasters. Im Gegensatz dazu wird in der optischen Dehnungsmessung ein Grauwertmuster in eine definierte Anzahl an Pixel aufgeteilt. Der Abstand zwischen zwei so entstehenden Facetten entspricht

der Auflösungsgenauigkeit der Messung. Je nach Messaufgabe gibt es Untersuchungen zu einer idealen Größe der Facette [107]. Weiterer Vorteil der optischen Dehnungsmessung ist die örtliche Messung der ersten und der zweiten Hauptformänderung. Im Vergleich dazu führt eine taktile Messung zwischen zwei Punkten stets nur zu einer einzigen Dehnungskomponente. Neben der optischen Dehnungsmessung sind für einzelne Messprobleme adaptierte Messmethoden bekannt. Der Fließbeginn kann beispielsweise mittels Temperaturmessung bestimmt werden. Thoms und Süße bestimmten den Fließbeginn über den Joule Thomson Effekt [108]. Hierbei wird das entstehende Temperaturminimum in der Probe im Fließbeginn gemessen, um den Zeitpunkt des Beginns der plastischen Formänderung zu bestimmen. Die Ergebnisse zeigen teilweise signifikante Unterschiede zu herkömmlich bestimmten Werten des Fließbeginns. Auch mit akustischen Messmethoden lassen sich Rückschlüsse auf das Werkstoffverhalten ziehen. Lou et al. konnten durch akustische Emissionsmessung die Verfestigungsmechanismen je nach Lastrichtung erkennen [109]. Die Untersuchungen erfolgten an einem Magnesiumwerkstoff.

Anstelle von makroskopischen Messungen der Prüfkörperdehnungen können durch Analyse der Mikrostruktur mittels Schlibbildern Rückschlüsse auf Werkstoffkennwerte gezogen werden. Dabei stehen Korrelationen zwischen Kornstruktur und den mechanischen Kennwerten im Fokus. Beispielsweise korreliert die Fließspannung mit der Korngröße [110]. Aber auch die Mechanik an den Korngrenzen bei plastischer Dehnung nimmt Einfluss auf die Werkstoffkennwerte [111]. Bei mehrphasigen Werkstoffen reduziert die härtere Phase die erreichbare Maximaldehnung. Heibel et al. konnten eine Korrelation zwischen Maximaldehnung bzw. Martensitanteil und dem Verfestigungsexponent n herstellen [112]. Für eine erste Annäherung an das Werkstoffverhalten definierten Abspoel et al. eine Vielzahl an Korrelationen, um mithilfe von heuristisch ermittelten Faktoren sämtliche Werkstoffkennwerte aus uniaxialen Zugversuchen umzurechnen [63]. Dieser Ansatz bietet eine effiziente Werkstoffcharakterisierung allerdings auf Kosten der Genauigkeit aller errechneten Kennwerte, da diese nur eine erste Näherung bilden können.

Neben den Mess- und Analysemethoden zur Bestimmung von Kennwerten ist vor allem auch der zugrundeliegende Spannungs- und Dehnungszustand entscheidend für die Charakterisierung von Blechwerkstoffen. Im Folgenden werden daher die für die Werkstoffmodellierung eingesetzten Testmethoden anhand der resultierenden Spannungs- und Dehnungsverteilung unterschieden und bewertet. In diesem Kontext besteht auch die

Relevanz der Messung aller relevanten Hauptspannungen. Die Möglichkeiten der Messung beider Spannungskomponenten fließt daher mit in die Bewertung der Versuche mit ein.

2.4.1 Kennwertermittlung bei uniaxialer Zugbelastung

Der weitest verbreitete Versuch für die Bestimmung von mechanischen Werkstoffkennwerten ist der uniaxiale Zugversuch. Dieser Versuch ist in der Norm DIN EN ISO 6892-1:2017 [113] standardisiert und zeichnet sich durch die einachsige Belastung der Probe aus. Durch die Messung der Prüfkraft und der Dehnung kann eine Fließspannung berechnet werden. Herausfordernd ist in diesem Versuch die Charakterisierung über die Gleichmaßdehnung des geprüften Werkstoffs hinaus, da ab der Gleichmaßdehnung der Spannungszustand nicht mehr ideal einachsig ist. Um nicht ab dem Beginn der Lokalisierung der Dehnung auf Extrapolationsansätze zurückgreifen zu müssen, wurden diverse Untersuchungen durchgeführt, um experimentelle Kennwerte oberhalb der Gleichmaßdehnung direkt bestimmen zu können. Der Einsatz optischer Dehnungsmesssysteme und einer Auswertung abweichend von der Norm in einem Linienschnitt senkrecht zur Zugrichtung am späteren Ort des Werkstoffversagens führt zu einer Fließkurve, die über die Gleichmaßdehnung hinaus berechnet werden kann. Gödel und Merklein [19] erbrachten den Nachweis, dass die so berechnete Fließkurve den Verfestigungsverlauf des Werkstoffs korrekt wiedergibt. Diese Methode ist somit geeignet, eine Fließkurve bis zu hohen Umformgraden zu charakterisieren. Ebenfalls einen hohen Umformgrad konnten Chermette et al. mit einem Flachstauchversuch erreichen. In ihrem Versuch erfolgte die Längung der Probe nicht durch eine Zuglast, sondern mittels einer Druckbelastung auf die Probenfläche [114]. Der resultierende Spannungsdeviator ist allerdings nicht mit dem aus Zugversuchen identisch. Aus diesem Grund ist der Aufbau nur für die Charakterisierung isotrop verfestigender Werkstoffe geeignet. Vorteilhaft an diesem Aufbau ist die Lasteinbringung, die nicht zu einer Einschnürung nach Überschreitung der Gleichmaßdehnung führt. Ein weiterer Ansatz ohne frühzeitige Einschnürung der Probe erfolgt über einen hydraulischen Tiefungsversuch und Umrechnungsfaktoren. Ziel war es, mit der ermittelten Fließkurve die Fließkurve aus Zugversuchen zu extrapolieren. Vorteilhaft gegenüber Extrapolationsmodellen ist die korrekte Wiedergabe der Werkstoffverfestigung, wiederum unter der Voraussetzung einer isotropen Verfestigung. Die Ermittlung einer Fließspannung bis zum Werkstoffversagen ist insbesondere für anisotrop verfestigende Werkstoffe relevant, da für diese Werk-

stoffe eine dehnungsabhängige Modellierung zu einer Steigerung der Abbildungsgenauigkeit führt. Untersuchungen von Grajar et al. belegten die Änderung des Verfestigungsexponenten über den Umformgrad. Ursache dafür ist das Zusammenspiel von Versetzungsbewegungen und Zwillingsbildung des Werkstoffs X₄MnSiAlNbTi₂7-4-2 [115].

Neben der Fließspannung wird im einachsigen Zugversuch die Werkstoffanisotropie bestimmt. Das Vorgehen dafür ist in DIN EN ISO 10113:2020 [116] festgelegt. Der sogenannte r-Wert beschreibt dabei das Verhältnis aus Breiten- zu Dickenabnahme bei einer Probenlängung und gibt somit Aufschluss über die Tiefziehbarkeit von Werkstoffen. Weiterhin wird der r-Wert für zahlreiche Werkstoffmodelle benötigt und wird dort als jeweilige Steigung eines spezifischen Punktes in das Modell integriert. Ähnlich wie die Werkstoffverfestigung zeigt auch der r-Wert für manche Werkstoffklassen ein evolutionäres Verhalten über den Umformgrad. Die Charakterisierung des r-Wertes im Zugversuch ist neben der Mittelwertbildung, wie es die Norm vorschlägt, auch dehnungsabhängig möglich. Eine Validierung der Auswertung des r-Wertes über die Gleichmaßdehnung hinaus ist bisher allerdings nicht erfolgt. Um dennoch gemittelte Werte oberhalb der Gleichmaßdehnung ermitteln zu können, gibt es diverse inverse Methoden. Als sehr geeignet hat sich die Analyse der Zipfelbildung von tiefgezogenen Rundnäpfen herausgestellt [117]. Gösling untersuchte die resultierende Zipfelhöhe und formulierte einen Zusammenhang zwischen Zipfelhöhe und Anisotropie in 45° und 90° zur Walzrichtung auf Grundlage des r-Wertes in Walzrichtung [118]. Verallgemeinert wurde dies von Yoon et al. [119] für spröde Werkstoffe. Motivation für diese Untersuchung war die geringe Formänderung dieser Werkstoffklasse, was eine robuste Auswertung von r-Werten in Zugversuchen erschwert. Auch die im Werkstoff vorhandenen Legierungselemente lassen einen Rückschluss auf den Wert der Anisotropie zu [120]. Dazu wurden Formeln entwickelt, mit welchen in Abhängigkeit der Korngröße, Anteilen der Legierungselemente und Stichabnahme ein r-Wert berechnet werden kann. Der resultierende Fehler lag bei 7,2 %. Über die Modellierung der Kristallplastizität des Werkstoffs Ti-6Al-4V konnten Hammami et al. eine Beziehung zwischen kritischer Schubspannung einzelner Gleitsysteme und den resultierenden r-Werten herstellen [121]. Kanni-Raj berechnete r-Werte aus der Orientierungsverteilung und geometrischen Instabilitätsanalysen auf der Grundlage von Marciniak-Versuchen. Die berechneten r-Werte waren in guter Übereinstimmung mit konventionell ermittelten Kennwerten [122]. Ansätze, den r-Wert über die Textur oder Mikrostruktur zu bestimmen, haben den Vorteil, dass Messungen auch bei hohen Dehnungen durchgeführt werden

können. So konnte Kodukula et al. [123] eine Korrelation zwischen Kornorientierung und resultierendem r -Wert herstellen. Neben der Orientierung kann auch die Form der Körner dafür genutzt werden, r -Werte abzuleiten [124]. Ein Vergleich zwischen Textur und mikrostrukturbasierter Auswertung bei einem um 10 % vorgedehnten Werkstoff ergab eine Differenz von unter 3 % bei der Berechnung von r -Werten [125]. Somit hat die Kornstruktur keinen signifikanten Einfluss bei der r -Wert Ermittlung. Daraus abgeleitet ergibt sich das Potential, r -Werte aus Zugversuchen bei Dehnungen, die über die Gleichmaßdehnung hinausgehen, zu bestimmen. Weitere Möglichkeit für eine Bestimmung der Anisotropie bei hohen Dehnungswerten bietet eine inverse numerische Berechnung eines Schichtstauchversuchs. Mit diesem Versuch konnten Graser et al. [126] die r -Werte in 45° und 90° bestimmen. Dazu wurden die Ovalität der Stauchprobe als Zielgröße und die r -Werte als Optimierungsparameter verwendet. Somit konnten die Werkstoffeigenschaften bei einem Umformgrad charakterisiert werden, der prozessrelevant ist. Einschränkend ist dabei jedoch, dass es sich wiederum nur um einen gemittelten r -Wert handelt. Die r -Wert Evolution kann mit dieser Methode nicht bestimmt werden.

Zusammenfassend ist die r -Wert Ermittlung über zahlreiche Methoden möglich. Herausfordernd ist dabei die Umformgradabhängigkeit dieser Werkstoffeigenschaft. Im uniaxialen Zugversuch ist die Charakterisierung der r -Wert Evolution möglich, allerdings bisher nicht für höhere Dehnungen über die Gleichmaßdehnung hinaus verifiziert und kann daher im Kontext einer umformgradabhängigen r -Wert Evolution nicht zur Charakterisierung bis zum Bruch herangezogen werden. Die alternativ beschriebenen Methoden bieten zwar die Möglichkeit auch bei hohen Werten der Dehnung einen r -Wert abzuleiten, dieser stellt jedoch immer einen fixen Parameter dar, der sich nicht in Abhängigkeit des Umformgrades verändert. Für eine präzise Modellierung kommen diese Werte daher nur bedingt in Frage. Die Fließspannung kann dagegen bis zu hohen Umformgraden zuverlässig bestimmt werden. Weiterhin wird bei uniaxialer Zugbelastung lediglich die erste Hauptspannungskomponente für die nachgelagerte Werkstoffmodellierung benötigt. Diese kann mit den beschriebenen Methoden charakterisiert und in Modelle integriert werden.

2.4.2 Versuche zur Kennwertermittlung unter biaxialer Dehnung

Neben den Kennwerten bei einachsiger Belastung werden weitere Materialdaten unter mehrachsigen Spannungszuständen für die Modellierung des

plastischen Werkstoffverhaltens benötigt. Dabei lassen sich die in der Literatur beschriebenen Testverfahren in drei Gruppen weiter differenzieren. Der Spannungszustand, den die Probe im Test erfährt, ist für diese Einordnung ausschlaggebend. Herrschen Zug-Druckspannungen, erfolgt die Einordnung in Scherversuche. Bei biaxialen Zugspannungen ist eine weitere Unterteilung in Abhängigkeit des Dehnungszustands notwendig. Wird die Probe in einer Hauptspannungsrichtung bei gleichzeitiger Abwesenheit einer Dehnung quer dazu gedehnt, wird von ebener Dehnung gesprochen. Eine Dehnung, die gleichermaßen in beide Hauptspannungsrichtungen ausgeprägt ist, wird als äquibiaxiale Dehnung bezeichnet. Für die Charakterisierung des Fließverhaltens unter biaxialer Dehnung sind in der Literatur verschiedene Prüfverfahren in Abhängigkeit der zu charakterisierenden Kennwerte etabliert. Im Einzelnen sind dies Prüfverfahren zur Charakterisierung der Grenzformänderung, der Fließspannung und der biaxialen Anisotropie. Zu den Prüfkonzepten für die Schädigungscharakterisierung zählen beispielsweise die von Nakajima [127] oder Marciniak und Kuczynski [128] vorgeschlagenen Versuche. Für die Charakterisierung von Fließkurven unter biaxialer Belastung haben sich drei Konzepte etabliert, bei denen eine Bestimmung beider Hauptspannungskomponenten möglich ist. Dies sind der hydraulische Tiefungsversuch, der Schichtstauchversuch und der Kreuzzugversuch. Aufgrund der gebundenen Umformung im hydraulischen Tiefungsversuch zu einer Sphäre, ist die Bestimmung der biaxialen Anisotropie r_b in diesem Versuch nicht möglich. Dies ist nur im Schichtstauchversuch oder Kreuzzugversuch möglich.

Kreuzzugversuch

Im Kreuzzugversuch wird eine kreuzförmige Probe durch Zugkräfte an allen vier Armen belastet. Dies bewirkt eine biaxiale Dehnung im Probenzentrum. Dieser Versuch ist in der ISO 16842 (2014-10-00) [129] standardisiert. Die Vorrichtung zur Lasteinbringung kann auf verschiedenen Wirkprinzipien beruhen. Hydraulische Zylinder [130] haben den Vorteil einer definierten Variation der Prüfgeschwindigkeit. Somit können nahezu alle Spannungszustände im ersten Quadranten generiert werden. Mit einer Gelenkinematik [131] kann die biaxiale Prüfung in einer Universalprüfmaschine durchgeführt werden. Einschränkend ist an diesem Konzept die geringe Flexibilität in Bezug zu den prüfbaren Spannungszuständen. Ein vergleichbares Konzept, jedoch mit besserer optischer Zugänglichkeit zum Prüfkörper, wurde von Merklein und Biasutti [132] vorgeschlagen. Allen Prüfkonzepten ist gemein, dass ein homogenes Dehnungs- und Spannungsfeld im Probenzentrum erreicht werden soll. Um dieses Ziel zu errei-

chen, spielt die Probengeometrie eine maßgebliche Rolle. Zahlreiche Untersuchungen zu einer für die Werkstoffcharakterisierung geeigneten Probengeometrie lassen sich in drei Kategorien unterteilen: Reduktion der auftretenden Kerbwirkungen, lokale unterschiedliche Blechdicken oder Linearisierung der Zuglasten durch Schlitze. Die Reduktion von Kerbwirkungseffekten lässt sich durch Aussparungen und größere Radien an den Ecken der Umformzone bewirken [133]. Durch lokale Anpassung der Blechdicke, zum Beispiel durch Überfräsen des Probenzentrums [134] führt zu einer Lokalisierung der Dehnung in diesem Bereich reduzierter Blechdicke. Alternativ bewirkt eine Verstärkung der Zugarme, beispielsweise durch Aufschweißen von zusätzlichem Material [135], eine Steigerung der Dehnbarkeit in der Umformzone. Eine Einbringung von Schlitzen in Längsrichtung der Zugarme führt dazu, dass die Arme nicht die Deformation in der jeweiligen Querrichtung behindern. Die Krafteinleitung in die Probenmitte wird homogenisiert und die Spannungsverteilung in der biaxial belasteten Zone linearisiert [136]. Für weiterführende Informationen zu bestehenden Probengeometrien gibt Kuwabara [137] eine gute Übersicht.

Nachteilig am Kreuzzugversuch ist eine begrenzte Formänderung im Probenzentrum, was die Werkstoffcharakterisierung auf die Ermittlung des Fließbeginns und den Beginn der plastischen Deformation reduziert [138]. Neben spannungsbasierten Kennwerten ist der Kreuzzugversuch geeignet, um die biaxiale Werkstoffanisotropie zu ermitteln. Pöhlendt hat dafür vorgeschlagen, die Deformation eines Kreissegmentes im Zentrum der Kreuzzugprobe nach Deformation zu analysieren [139]. Eine weitere Möglichkeit, sowohl biaxiale Fließspannung als auch die biaxiale Anisotropie in einem Versuch zu charakterisieren, bietet der Schichtstauchversuch.

Schichtstauchversuch

Im Schichtstauchversuch wird ein Stapel an Blechen analog zum Stauchversuch in Anlehnung an DIN 50106:2016-11 [140] gestaucht. Alves et al. [141] haben nachgewiesen, dass das Werkstoffverhalten eines Blechstapels vergleichbar zu einem massiven Probekörper mit gleicher Geometrie und gleichem Werkstoff ist. Somit bietet der Schichtstauchversuch den Vorteil, auch dünnlagige Halbzeuge prüfen zu können. Der resultierende Spannungsdeviator ist identisch zu dem in Kreuzzugversuchen oder hydraulischen Tiefungsversuchen, wenngleich die Lasteinbringung durch uniaxialen Druck erfolgt. Erste Erwähnung in der Literatur erfolgte durch Pawelski 1967 [142]. Dabei wurde ein Hohlzylinder aus einzelnen Blechlagen hergestellt und anschließend gestaucht. Auf Grundlage der gemessenen Kraft konnten Spannungs-Dehnungskurven ermittelt werden. Die Auswertung

im Vergleich zu Fließkurven aus Zugversuchen ergab eine höhere Formänderungskraft, die auf die Reibung zurückgeführt werden konnte [142]. Anstatt der Messung des Traversenweges der Prüfanlage nutzten Merklein und Kuppert zwei optische Dehnungsmesssysteme, um die anisotropen Werkstoffeigenschaften in Walzrichtung und senkrecht dazu getrennt analysieren zu können [143]. Die Auswertung der Dehnung erfolgte dafür lokal in der Mittellage. Um Reibungseinflüsse auf die Dehnung in den Randbereichen der Probe zu reduzieren, wurde eine Teflonfolie zwischen Stapel und Werkzeug appliziert. Die biaxiale Anisotropie wird in diesem Versuch über die Vermessung der resultierenden Probenbreite und Probendicke nach Deformation taktil [41] oder optisch [144] ermittelt. Problematisch ist dabei die reibungsbedingte Ausbauchung der Probe, die eine Probenvermessung erschwert. Weiterhin verfälscht diese Ausbauchung die Berechnung der nominellen Stauchung, da sich der Prüfkörper lokal unterschiedlich verhält. Zusätzlich führt die Reibung zu einer höheren gemessenen Prüfkraft und darauf aufbauend zu einer falschen Berechnung der Fließkurve. An und Vegter [145] zeigten diese Differenz in der Fließkurve zwischen Tiefungsversuchen und Schichtstauchversuchen. Dort lag die Fließkurve aus Tiefungsversuchen auf einem höheren Niveau als im Schichtstauchversuch. Dies ist auf die für die Tiefungsversuche verwendete Erichsen-Prüfmaschine mit einem Stempel zurückzuführen. Durch den Stempelkontakt zum Blech wurde eine noch höhere Reibkraft erreicht als im Schichtstauchversuch, was zu fehlerbehafteten Ergebnissen bei der Berechnung der Fließkurven führt. Vegter und An schlugen später eine Korrekturfunktion für die Reibung auf Basis der von Mises Vergleichsspannung [146] und eine Korrektur mit einer Kontaktdruckanalyse [147] vor. Dies verbessert die Vergleichbarkeit zwischen Schichtstauchversuch und hydraulischem Tiefungsversuch, führt aber immer noch zu Diskrepanzen der Fließspannung in Schichtstauchversuchen bei Umformgraden größer als 0,2. Die verwendete Scherschubspannung zur Reibungskompensation mit dem Reibfaktormodell wurde in [148] aus Versuchen mit stranggepressten Aluminiumzylindern und -ringen berechnet. Somit können die Ergebnisse aufgrund der Verwendung eines anderen Aluminiumwerkstoffs als in den Stauchversuchen für eine allgemeingültige Reibungsermittlung nur eine Näherungslösung für den Reibfaktor liefern. Die ersten, die die Reibung in einem Schichtstauchversuch herausrechneten, waren Hochholding et al. [149]. Sie verwendeten inverse Modellierungsmethoden, um die Reibung zwischen Stapel und Werkzeug zu kompensieren, indem sie die resultierende Probengeometrie nach der Kompression mit numerischen Ergebnissen verglichen, die mit verschiedenen Werten der Coulomb-Reibung berechnet wurden. Daraus ergab sich ein Wert von 0,2 für die Coulomb-

Reibung. Verbessert wurde dieser Ansatz von Tunetti et al. durch Anwendung optischer Dehnungsmessmethoden. Dadurch konnte eine Analyse der Geometrie in jedem Umformschritt für die inverse Reibungsermittlung genutzt werden [66]. Andere Ansätze beziehen sich durch die hohen auftretenden Kräfte auf das Reibfaktormodell von [150]. Beispielsweise Solhjoo und Khoddam leiteten aus der Geometrieänderung des Stapels während der Umformung Funktionen ab, die für eine analytische Bestimmung von Reibfaktoren herangezogen werden konnten [151]. Ob die Gültigkeitsgrenze des in der Blechumformung überwiegend eingesetzten Modells der Reibzahl nach Coulomb im Schichtstauchversuch überschritten wird, hängt in hohem Maß von der definierten Gültigkeitsgrenze ab. Übersteigt der Wert der Normalspannung den einfachen [152] oder den doppelten [9] Wert der aktuellen Fließspannung des Werkstoffs, ist das Reibfaktormodell anzuwenden. Da ein Überschreiten der Normalspannung der doppelten Fließspannung im Schichtstauchversuch durch die vorgenommene Reibungsreduzierung beispielsweise durch Teflonfolie [143] nicht vorkommt, sollte auf das Reibzahlmodell für die Reibungskompensation zurückgegriffen werden. Nicht vernachlässigt werden darf dabei der Formänderungswiderstand, der sich mit steigender Stauchung vergrößert und den Kraftbedarf dadurch weiter steigert [153].

Zusammenfassend ist der Schichtstauchversuch geeignet, das äquibiaxiale Fließverhalten vom Beginn der plastischen Formänderung bis hin zu hohen Umformgraden zu charakterisieren. Auf Grund der starken Oberflächenvergrößerung der Stapeloberfläche während des Stauchvorgangs, ist eine optische Dehnungsmessung oberhalb eines Umformgrads von 0,5 nicht mehr robust. Somit eignet sich dieser Werkstofftest für die Charakterisierung des Fließbeginns und der Werkstoffverfestigung bis zu mittleren Umformgraden. Weiterhin ist dieser Versuch für die Ermittlung der biaxialen Werkstoffanisotropie geeignet. Herausfordernd ist die Kompensation der Reibung zwischen Schichtstauchprobe und Werkzeug. Eine korrekte Kompensation der Reibkraft durch Charakterisierung des vorliegenden tribologischen Systems ist bisher nicht erfolgt. Eine reibungsfreie Möglichkeit, Werkstoffkennwerte unter äquibiaxialer Belastung zu ermitteln, bietet der hydraulische Tiefungsversuch.

Hydraulischer Tiefungsversuch

Der dritte Versuch für die Charakterisierung von äquibiaxialen Werkstoffkennwerten ist der hydraulische Tiefungsversuch. In diesem Versuch wird ein Blech einseitig mit einem Wirkmedium beaufschlagt, sodass sich das

Blech durch eine kreisrunde Öffnung im Niederhalter aufwölbt. Das Vorgehen im Versuch und in der Auswertung ist in der Norm DIN EN ISO 16808:2014 [154] festgeschrieben. In der überwiegenden Zahl der veröffentlichten Versuchsaufbauten wird ein hydraulisches Wirkmedium dafür genutzt [138]. Als Alternative gibt es Ansätze mit einem viskosen Wirkmedium [155]. Vorteilhaft ist dabei die Inkompressibilität und bei Verwendung von Öl die Möglichkeit, das Wirkmedium zu temperieren und Versuche bis 250°C durchzuführen [4]. Bedingt durch die Temperaturinstabilität hoch- oder niedrigviskoser Flüssigkeiten ist eine Werkstoffcharakterisierung im Temperaturspektrum des Presshärtens (500°C - 950°C) lediglich mit einem Gas möglich [156]. Herausfordernd dabei ist die Dekompression des kompressiblen Mediums bei Versagen des Prüfkörpers. Als Alternative für die Werkstoffcharakterisierung bei hohen Temperaturen wurde ein Versuchsaufbau mit flüssigem Blei als Wirkmedium vorgeschlagen [157]. Wesentlich für alle Tiefungsversuche ist, dass die Klemmkraft ausreichend hoch ist, um ein Nachfließen des Werkstoffs aus dem Flanschbereich zu verhindern.

Fließkurven können mithilfe von Formulierungen aus der Schalentheorie, aus dem Krümmungsradius des Bleches und dem anliegenden Druck unter Berücksichtigung der aktuellen Blechdicke ermittelt werden. Dies gilt unter der Annahme einer biegeschlaffen Membran [158]. Da im Experiment keine Schalen, sondern Werkstoffe mit einer Blechdicke geprüft werden, müssen zwei Aspekte berücksichtigt werden. Der Systemdruck wirkt auf die innere Blechoberfläche, die Dehnungsmessung erfolgt auf der äußeren Blechoberfläche. Diese beiden Aspekte verändern die berechneten Kennwerte, da sie von der Mittellage abweichen. Eine Analyse der Druckkompensation zeigte keine unterschiedlichen Ergebnisse [159], weshalb diese nicht weiter in der Fließkurvenevaluation zu berücksichtigen ist. Die Analyse der Probendehnung ergab bei zu geringen Matrizendurchmessern eine Biegeüberlagerung in der gemessenen Oberflächendehnung, die die resultierenden Fließkurven um bis zu 3 % verfälscht [160]. Bei einem Verhältnis von mindestens 100 zu 1 ist der Fehler in der Dehnungsmessung vernachlässigbar [161].

Die erste Beschreibung eines Versuchs mit hydraulischem Wirkmedium zur Charakterisierung von Werkstoffkennwerten erfolgte vor 100 Jahren durch Olson [162]. Als Messgrößen wurden die Höhe der Kuppel, auch als Domhöhe bezeichnet, und der anliegende Druck ausgegeben. Dieser Versuch diente zur Duktilitätsprüfung von Werkstoffen unter äquibiaxialer Dehnung. Aufbauend darauf postulierte Hill 1950 [163] eine Theorie zur Spannungsberechnung im Blech. Diese wurde von Mellor 1956 in Experi-

menten angewendet [164]. Ziel der Untersuchungen war die Charakterisierung der Kaltverfestigung während des Versuchs. Weitere Untersuchungen und die Ermittlung von Fließkurven erfolgte durch Panknin [165]. Für die Charakterisierung von Fließkurven im HTV wurden die Proben in inkrementellen Umformschritten ausgebaut und die Krümmung gemessen. Neben der Bereitstellung von Fließkurven war die wesentliche Erkenntnis, dass die Auswertung der Fließspannung erst ab einem Umformgrad von 0,05 möglich ist, da die Messfehler des Krümmungsradius bei kleinerem Umformgrad zu stark ins Gewicht fallen. 1977 beschrieb Goligranc einen kontinuierlichen hydraulischen Tiefungsversuch. Ein inkrementelles Umformen und Messen der Probe entfiel dadurch. Zusätzlich wurden durch die Annahme einer biegeschlaffen Membran und der Nutzung von Formulierungen aus der Schalentheorie eine verbesserte Spannungsberechnung möglich. Durch die Anwendung von optischen Dehnungsmessmethoden mit stochastischem Muster [166], definiertem Muster [167] oder der Oberflächenvermessung mit Laserscanner [168] konnte die Radiusberechnung weiter verbessert werden. In Kombination mit optischer Dehnungsmessung ist es möglich, eine Regelung des hydraulischen Volumenstroms vorzunehmen, um eine konstante Formänderungsgeschwindigkeit über den gesamten Versuch sicherzustellen [169]. Bei Nichtbeachtung einer konstanten Dehnungszunahme ist für dehnratensensitive Werkstoffe eine Fließkurve, die nicht mit Zugversuchen vergleichbar ist, die Folge [170].

Aufgrund der verbesserten Erfassbarkeit der Oberflächendeformation während des Versuchs wurde die Auswertung von Fließkurven aus hydraulischen Tiefungsversuchen eingehender untersucht. Im Fokus stehen dabei beispielsweise die Probenbereiche, die für die Krümmungsberechnung oder die Dehnungsmessung herangezogen werden [171]. Je größer diese Bereiche gewählt werden, desto robuster läuft die Auswertung, allerdings steigt auch der Fehler in der Krümmungsermittlung und damit verbunden der berechneten Spannung, da die Annahme einer idealen Kugel nur näherungsweise zutrifft [167]. Als besser geeignet erwies sich eine parabolische Form als best fit Element für die Krümmungsberechnung [172]. Relevanz besitzt auch die richtungsabhängige Auswertung, da für stark anisotrope Werkstoffe unterschiedliche Radien in Abhängigkeit der Walzrichtung resultieren. Dies führte zu bis zu 5 % unterschiedlichen Fließspannungen in Walzrichtung und senkrecht dazu [173]. Andere Untersuchungen belegten, dass sich die Radien nicht unterscheiden, aber die Dehnung walzrichtungsabhängig unterschiedlich stark ausgeprägt war [174]. Durch den Einsatz empirischer Formeln, die die resultierenden Spannungswerte mit den

Dehnpfaden in Bezug brachten, konnten Reis et al. eine Genauigkeitssteigerung vor allem bei anisotropen Werkstoffen erreichen [175]. Die Anwendung einer inversen Analytik für die Ermittlung von Fließkurven ist sehr stark von der verwendeten Zielfunktion abhängig und ist daher nur bedingt für die Spannungsberechnung im hydraulischen Tiefungsversuch geeignet [176]. Weiterhin wird der hydraulische Tiefungsversuch auch für die Charakterisierung der Grenzformänderungskurve als Alternative zum Nakajima Versuch herangezogen. Vorteilhaft ist dabei eine Versuchsdurchführung ohne Reibung zwischen Stempel und Blechprobe. Physikalisch bedingt ist dieser Versuch lediglich für die Bestimmung der Grenzformänderung unter biaxialer Dehnung limitiert [177]. Eine Erweiterung der Prüfmethode für die Charakterisierung der Grenzformänderung unter uniaxialer Zuglast [178] oder Scherbeanspruchung [179] geht auf Kosten der Reibungsfreiheit, da ein Trägerblech benötigt wird. Umgekehrt ist es auch möglich, aus Nakajima Versuchen mit festem Stempel Fließkurven zu ermitteln [180]. Dafür wurde ein Drucksensor im Pol des Stempels integriert. Nachteil ist dann, wie auch im Schichtstauchversuch, die Überlagerung der Reibungskraft in der gemessenen Prüfkraft und abgeleitet daraus Fließkurven, die nicht das reine Werkstoffverhalten abbilden. Durch die konstant steigende Rechenleistung und Verbesserung in der Dehnungsmessung ist auch die Analyse von nicht linearen Dehnpfaden im hydraulischen Tiefungsversuch in den Fokus gerückt. Ziel war einerseits eine Charakterisierung des kinematischen Werkstoffverhaltens [181] oder der Grenzformänderung unter sich ändernden Lastpfaden [182].

Für den hydraulischen Tiefungsversuch lässt sich die Schlussfolgerung ziehen, dass die Charakterisierung des plastischen Werkstoffverhaltens bis zu hohen Dehnungen möglich ist. Dies gilt insbesondere für Werkstoffe mit Verfestigungsexponenten $n > 0,2$, da sich unter diesen Bedingungen hohe Domhöhen realisieren lassen [183]. Nachteilig ist jedoch, dass die Auswertung der Spannung erst ab 5 % plastischer Dehnung mit einer ausreichenden Präzision ermittelt werden kann [165].

Bewertung der Versuche für Werkstoffcharakterisierung unter biaxialer Belastung

Die drei hauptsächlich in der Werkstoffcharakterisierung eingesetzten Versuche, wenn es um die Charakterisierung unter biaxialer Belastung geht, sind der Kreuzzugversuch, der Schichtstauchversuch und der hydraulische Tiefungsversuch. Im Kreuzzugversuch und Schichtstauchversuch kann der Fließbeginn mit ausreichender Genauigkeit charakterisiert werden. Dies ist im hydraulischen Tiefungsversuch nicht möglich. Dagegen ist

im hydraulischen Tiefungsversuch eine Aufnahme von Fließkurven bis zu hohen Umformgraden möglich. Werkstoffbedingt kann dies einen Umformgrad von 0,9 bedeuten. Im Kreuzzugversuch sind nur geringe Formänderungen erreichbar. Im Schichtstauchversuch sind hohe Dehnungen charakterisierbar. Allerdings ist mit der im Versuch stattfindenden Oberflächenvergrößerung der Kontaktfläche zwischen Probe und Werkzeug ein steigender Formänderungswiderstand die Folge. Das führt zu einer steigenden Verfälschung der Prüfkraft und daraus abgeleitet der Fließkurve. Eine korrekte Bestimmung der Fließkurve ist aufgrund dessen nur mit einer aufwendigen Kompensation der Reibung möglich und auch dann bei hohen Umformgraden noch fehlerbehaftet, da eine konstante Reibzahl das reale tribologische Verhalten auch nur näherungsweise wiedergibt. Eine Zusammenstellung der versuchsspezifischen Vor- und Nachteile sind in Tabelle 2 zusammengefasst. Aktuell steht daher kein für sich stehender Versuch zur Verfügung, der das Werkstoffverhalten komplett vom Fließbeginn bis zum Versagen reibungsfrei charakterisieren kann und gleichzeitig Rückschlüsse über die biaxiale Werkstoffanisotropie zulässt.

Tabelle 2: Bewertung der Eignung der unterschiedlichen Versuche zur Charakterisierung von spezifischen Werkstoffkennwerten

Versuch	Zu charakterisierender Werkstoffkennwert		
	k_{fo}	$k_{f_Versagen}$	r_b
Kreuzzugversuch	+	-	+
Schichtstauchversuch	+	-	+
hydraulischer Tiefungsversuch	-	+	-

2.4.3 Kennwertermittlung unter ebener Dehnung

Als ebene Dehnung wird der Dehnungszustand bezeichnet, in der gilt $\varphi_1 > 0$ und $\varphi_2 = 0$. Das bedeutet, dass eine plastische Dehnung durch die geltende Volumenkonstanz direkt zu einem Werkstofffluss aus der Blechdickenrichtung φ_3 in gleichem Umfang ($\varphi_1 = \varphi_3$) führt. Charakteristisch für diesen Dehnungszustand ist, dass keine Scherkomponente ($\varphi_{12} = 0$) vorliegt [184]. Nach dem Stand der Technik werden Kerbzugversuche zur Bestimmung des Werkstoffverhaltens unter ebener Dehnung durchgeführt. Mittels optischer Messtechnik lassen sich lokal aufgelöste Dehnungsfelder im

plastischen Bereich der Kerbzugproben bestimmen, um daraus das lokale Werkstoffverhalten bis zum Versagen zu charakterisieren. Die Messung der zweiten Hauptspannungskomponente ist bei Kerbzugversuchen jedoch nicht durchführbar, da die Kraft zur Hemmung der Querkontraktion nicht bestimmt werden kann. Es ist im Kerbzugversuch lediglich möglich, die erste Hauptspannung messtechnisch zu erfassen. Flores et al. [185] und Wagoner [186] begegnen dieser Herausforderung durch Definition einer Abhängigkeit der zweiten Hauptspannung mit weiteren Werkstoffkennwerten. Wagoner bezieht sich dabei auf die mittlere senkrechte Anisotropie, die auf die Theorie von Hill [44] mit einem Faktor $m = 2$ zurückgeführt werden kann. Flores et al. stellt eine Beziehung über die Modellparameter des Fließkriteriums Hill'48 [44] her [184]. Weiterhin muss für das Modell nach Flores eine maximal zulässige Querkontraktion angenommen werden. Für jeden Zeitschritt wird dann der Probenbereich mit geringerer Querkontraktion neu definiert und nur dieser ausgewertet. Bereiche mit höherer Querkontraktion werden für die Flächenberechnung exkludiert. Diese modellhaften Annahmen stellen jedoch nur Näherungen an den realen Wert der zweiten Hauptspannung dar. Untersuchungen von Kuwabara [137] mit einer modifizierten Kreuzzugprobe zeigten, dass die Beziehung der zweiten Hauptspannung zur Werkstoffanisotropie den Wert der zweiten Hauptspannung überschätzt. Hierzu führte Kuwabara Versuche mit einer speziellen kreuzförmigen Probengeometrie durch, mit der sowohl die erste als auch die zweite Hauptspannungskomponente bestimmt werden konnten. Einschränkung dieses Versuchsaufbaus ist, dass nur Versuche bis zu einem Umformgrad von 0,09 für einen IF-Stahl durchgeführt werden konnten [137]. Ursache für den geringen erreichten Umformgrad ist die Probengeometrie mit den seitlichen Stegen zur Querkontraktionshemmung, die bei einer Probenlänge nicht mehr orthogonal zur Zugrichtung stehen und dadurch zu einer Überlagerung von biaxialen Dehnungen in der Probe führen. Ein weiterer Versuch für die Ermittlung von Fließkurven bietet der Flachstauchversuch [187]. Aufgrund der Lasteinbringung senkrecht zur Blechebene erfolgt keine Querkontraktion der Probe. Herausfordernd in diesem Versuch sind die Korrektur der Reibung [188] und die nicht homogenen Dehnungsfelder [114]. Zusätzlich kann wiederum nur die erste Hauptspannung analytisch bestimmt werden. Abgeleitet aus der Charakterisierung des Grenzformänderungsvermögens in hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize, beispielsweise durch Hecht [177], bietet der hydraulische Tiefungsversuch die Möglichkeit neben der ebenen Dehnung weitere Werkstoffkennwerte zu charakterisieren. Untersuchungen der Richtungsabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften durch Altan et al. [189] zeigten eine im Vergleich zu uniaxialen Zugversuchen geringere

Werkstoffanisotropie. Durch eine Analyse des plastischen Werkstoffverhaltens unter Variation der Ellipsengeometrie zwischen einem Aspektverhältnis von 1 bis 2,41 konnte Rees Formulierungen zur Bestimmung der Hauptspannungskomponenten in Abhängigkeit der Werkstoffanisotropie ableiten. Lazarescu et al. berechneten beide Hauptspannungskomponenten aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize anhand von Kesselformeln aus der Schalentheorie [190]. Durch eine Analyse mit unterschiedlichen Aspektverhältnissen der elliptischen Matrize konnte ein Ansteigen der Fließspannung bei Reduktion der Ellipsenbreite nachgewiesen werden [191].

Die Vorteile der hydraulischen Tiefung sind auch im Fall eines Versuchs mit elliptischer Matrize vorhanden. Es können reibungsfrei Werkstoffkennwerte für beide Hauptspannungskomponenten bis zum Werkstoffversagen ermittelt werden. In den bisherigen Ansätzen im Bereich der mit hydraulischem Wirkmedium durchgeführten Charakterisierung von Blechwerkstoffen bei ebener Dehnung wird überwiegend das Werkstoffverhalten bei variablen elliptischen Matrizen untersucht. Die Ableitung von Spannungswerten aus den Dehnungsfeldern dient lediglich einer quantitativen Untersuchung des Geometrieinflusses auf die Fließspannung. Die weiterführende Implementierung der ermittelten Fließspannung in ein mathematisches Modell zur Werkstoffbeschreibung ist bisher nicht erfolgt.

2.5 Zusammenfassende Bewertung des Stands der Technik und Forschung

Für eine energie- und rohstoffeffiziente Fertigung von Bauteilen spielt die numerische Auslegung von Blechumformprozessen in der heutigen Zeit eine entscheidende Rolle. Gerade durch strengere Vorgaben zu Schadstoffemissionen ist eine Optimierung von Fertigungsprozessen essentiell. Um dieses Ziel zu erreichen, können einerseits innovative Werkstoffe eingesetzt werden, die für den jeweiligen Einsatzzweck ideale Eigenschaften aufweisen. Andererseits kann durch eine optimale Prozessführung, der Energie- und Rohstoffbedarf minimiert werden. Stand der Technik ist dabei die numerische Auslegung formgebender Prozesse mittels Finite Element Analyse. Hierbei bietet die Werkstoffmodellierung den Schlüssel für eine akkurate numerische Auslegung dieser Blechumformprozesse. Dabei korreliert die Modellkomplexität mit der numerischen Vorhersagegenauigkeit und dem experimentellen Aufwand. Im Hinblick auf eine effiziente Prozessauslegung ist die Durchführung von zahlreichen Versuchen für die Bereitstel-

lung aller notwendigen Kennwerte ein wesentlicher Zeit- und Kostenfaktor. Eine Reduktion des experimentellen Aufwandes bei gleichzeitiger Steigerung der Abbildungsgenauigkeit ist daher anzustreben. Aktuell wird in der überwiegenden Zahl der Materialmodelle der Bereich der ebenen Dehnung nicht direkt berücksichtigt, sondern indirekt über das Modell bestimmt, was in Abhängigkeit des gewählten Fließkriteriums zu einer fehlerhaften Prognose dieses Spannungszustands führt. Ein Stellhebel hierfür ist beispielsweise der Fließortexponent. Dieser ändert je nach Wert die Rundheit der Fließortkurve und damit verbunden der prognostizierten Fließspannung zwischen den Aufpunkten.

Eine grundlagenorientierte ganzheitliche Untersuchung der Auswirkung der experimentell gestützten Wahl des Fließortexponenten m und den damit verbundenen Einfluss auf die numerische Abbildungsgenauigkeit ist bisher nicht erfolgt. Die Integration einer zusätzlichen experimentell ermittelten Stützstelle mit erster und zweiter Hauptspannungskomponente im Zustand der ebenen Dehnung in das Fließkriterium Yld2000-2d über den Fließortexponenten m wurde bisher nicht untersucht. Aktuell bestehende Annahmen zum Fließortexponenten sind rein heuristisch und ohne einen metallphysikalischen Zusammenhang.

Die Abbildung der Werkstoffverfestigung wird konventionell über isotrope Expansion der Fließortkurve durchgeführt. Dies bedeutet, dass eine belastungsartabhängige Werkstoffverfestigung, welche bei zahlreichen Werkstoffen identifiziert werden konnte, nicht korrekt abgebildet wird. Dies führt zu einer steigenden Diskrepanz zwischen im Fließbeginn identifizierten Modell und experimentellen Kennwerten. Dem kann mit komplizierten Modellen begegnet werden, die einen hohen experimentellen Aufwand für die Parameteridentifikation aufweisen, was wiederum einer effizienten Werkstoffcharakterisierung widerspricht. Inwieweit eine Modellparameteridentifikation, um die Form der Fließortkurve festzulegen, bei einem hohen Umformgrad unter Beibehaltung einer isotropen Verfestigung die Abbildungsgenauigkeit ohne Erhöhung des Versuchsaufwandes steigern kann, ist bisher nicht grundlagenwissenschaftlich untersucht.

Eine ganzheitliche grundlagenwissenschaftliche Analyse und Bewertung von Materialmodellen und dessen optimierter Parameteridentifikation mit Kennwerten u vom Fließbeginn bis zum Werkstoffversagen steht aus. Grund ist, dass die Werkstoffcharakterisierung für einzelne Werkstoffkennwerte nicht vom Fließbeginn bis zum Versagen mit ausreichender Genauigkeit möglich ist. Beispielsweise wird die Werkstoffanisotropie in Zug-

versuchen nach dem Stand der Technik bis zur Gleichmaßdehnung bestimmt. Eine umformgradabhängige Änderung dieses Kennwerts bis zur Gleichmaßdehnung wurde beschrieben, die Evolution über die Gleichmaßdehnung hinaus wurde bisher nicht untersucht.

In der Kennwertermittlung bei ebener Dehnung ist der Kerbzugversuch Stand der Technik. In diesem Versuch kann jedoch lediglich die erste Hauptspannungskomponente ermittelt werden. Dies ist für eine Integration in das Materialmodell jedoch nicht ausreichend. Die bisher publizierten Ansätze zur Berechnung der zweiten Hauptspannung beziehen sich auf die Werkstoffanisotropie und dienen bisher nicht als Eingangsgröße in die Materialmodellierung. Die Nutzung eines hydraulischen Tiefungsversuchs mit elliptischer Matrize, abgeleitet aus der Charakterisierung der Grenzformänderung, bietet den Vorteil, Werkstoffkennwerte unter ebener Dehnung auch bis zu hohen Umformgraden für beide Hauptspannungskomponenten (σ_1 und σ_2) ermitteln zu können. Die bisherigen Untersuchungen begrenzen sich in diesem Versuchsaufbau auf die qualitative Gegenüberstellung von Werkstoffen. Eine Übertragung der gewonnenen Kennwerte für die Anwendung in numerischen Simulationen ist bisher nicht erfolgt.

Eine ganzheitliche Analyse des plastischen Werkstoffverhaltens vom Fließbeginn bis zum Werkstoffversagen unter äquibiaxialer Last ist bisher nicht in einem für sich stehenden Versuch möglich. Eine Synthese aus Schichtstauchversuch und hydraulischem Tiefungsversuch kann zu einer Datenbasis führen, die sowohl die biaxiale Anisotropie als auch die Fließkurve beinhaltet. Dafür muss jedoch die Reibung im Schichtstauchversuch berücksichtigt werden. Dies ist bisher nur ansatzweise erfolgt. Eine Charakterisierung der Reibbedingungen für das im Versuch vorliegende tribologische System ist ausstehend.

Zusammengefasst ergeben die Aspekte der fehlenden direkten Bestimmung der Fließspannung bei ebener Dehnung und deren Berücksichtigung im Materialmodell in Kombination mit der unter diesem Dehnungszustand auffälligen Versagenshäufigkeit ein enormes Potential für die Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit numerisch ausgelegter Umformoperationen.

3 Zielsetzung und methodische Vorgehensweise

Die übergeordnete Zielsetzung, die in der vorliegenden Arbeit verfolgt wird, ist eine Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit der Finite-Elemente-Analyse (FEA) durch eine effiziente Wahl der Eingangsparameter in der Modellparameteridentifikation. Schwerpunkt in den Untersuchungen ist die Erweiterung der Kennwertermittlung durch Erarbeitung neuer Versuche und der Schaffung von ganzheitlichem Verständnis für die Werkstoffverfestigung vom Fließbeginn bis zum Versagen. Dies dient als Grundlage für die ideale Wahl der notwendigen Eingangsparameter zur verbesserten Abbildung der realen Werkstoffeigenschaften. Die zugrundeliegende Methode gliedert sich in die Schwerpunkte Sensitivitätsanalyse, Erarbeitung einer erweiterten Prüfmethode, Analyse von Wirkzusammenhängen des Werkstoffverhaltens, Bewertung von Modellierungsstrategien sowie Validierung mit abschließender Bewertung. Die Vorgehensweise zur Erreichung der Ziele ist in Bild 1 dargestellt.

Die bisher verfügbaren Erkenntnisse zur Werkstoffmodellierung von Tiefziehstahlgüten zeigen, dass eine akkurate Abbildung der Fließspannung nicht für jeden Spannungszustand mit ausreichender Genauigkeit gegeben ist. Ein Wechsel auf höherwertige Materialmodelle mit höherem Freiheitsgrad scheitert wiederum an einem Mangel an Tests, bei denen Werkstoffkennwerte der ersten und zweiten Hauptspannung direkt charakterisiert werden können. Weiterhin ist für Tiefziehstahlgüten ein distorsionales Verfestigungsverhalten nachgewiesen, was zu einer umformgradabhängigen Verzerrung der modellierten Fließfläche führt. Eine Parameteridentifikation im Fließbeginn, wie es die Literatur vorschlägt, führt bei diesem Verfestigungsverhalten zwangsläufig bei hohen Umformgraden zu einer steigenden Diskrepanz zwischen Modell und Experiment. Dem kann durch nicht assoziierte Fließregeln begegnet werden, jedoch sind der Umfang der Werkstoffcharakterisierung und die notwendige Rechenzeit der numerischen Simulation in diesem Fall stark erhöht. Aus diesem Grund soll durch die Schaffung eines systematischen ganzheitlichen Verständnisses, das plastische Werkstoffverhalten betreffend, und der darauf aufbauenden Werkstoffmodellierung eine Handlungsempfehlung für eine maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung abgeleitet werden.

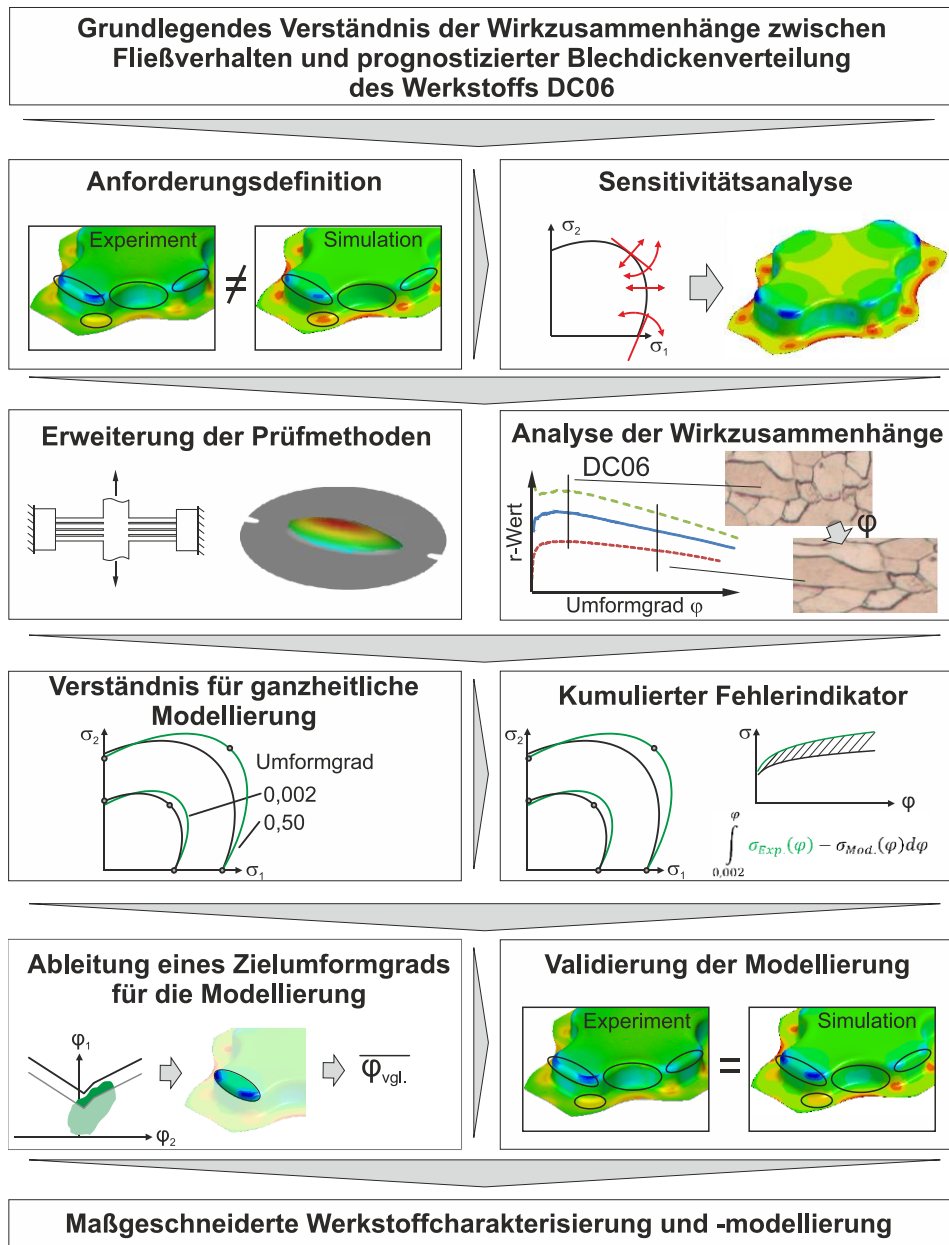


Bild 1: Methodische Vorgehensweise

Ziel dieser Arbeit ist daher zunächst die Erarbeitung einer Anforderungsdefinition, welche Spannungszustände überwiegend Relevanz für Umformprozesse besitzen. Hierfür wird am Beispiel des Werkstoffs DCo6 analysiert, welche Spannungszustände in einem Kreuznapfbauteil vorherrschen

und gleichzeitig mit einem konventionellen Materialmodell nicht korrekt abgebildet werden. Darauf aufbauend wird das Teilziel definiert, den Einfluss einer fehlerhaften Modellierung auf das Ergebnis der numerischen Prozessauslegung zu quantifizieren. Dafür werden in einer Sensitivitätsanalyse einzelne Parameter variiert und die numerisch berechneten Bauteile im Hinblick auf die resultierende Blechdicke bewertet. Ziel ist dabei, relevante Werkstoffkennwerte zu identifizieren. Für ein ganzheitliches Verständnis der Werkstoffeigenschaften wird darauf aufbauend eine Werkstoffcharakterisierung für den Werkstoff DCo6 durchgeführt, um eine Datenbasis für die folgenden Untersuchungen zu generieren. Als Stellvertreter für die Werkstoffgruppe Tiefziehstahl und der damit verbundenen Distorsionsverfestigung eignet sich der DCo6 in besonderem Maße zur Schaffung von einem grundlegenden Verständnis der Wirkzusammenhänge. Bezogen auf den Stand der Technik ist festzuhalten, dass aktuell keine Prüfverfahren existieren, die den Zustand der ebenen Dehnung mit beiden Hauptspannungskomponenten σ_1 und σ_2 vom Fließbeginn bis zum Versagen charakterisieren können. Ziel ist es daher, einen Kreuzzugprüfstand dahingehend zu modifizieren, um den Fließbeginn bei ebener Dehnung charakterisieren zu können. Um das Verfestigungsverhalten bei ebener Dehnung ermitteln zu können, soll eine Prüfmethode basierend auf einem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize erarbeitet werden. Um ein Verständnis für die Anisotropieevolution zu schaffen, soll eine metallographische Untersuchung durchgeführt werden. Aktuell ist die Bestimmung der Anisotropie nur bis zur Gleichmaßdehnung nachweislich korrekt. Ziel dieser Untersuchungen ist der Beweis, dass mit einer optischen Deformationsanalyse nicht nur die Fließspannung bis zum Versagen charakterisiert werden kann, sondern auch die r -Wert Bestimmung bis zum Versagen möglich ist.

Auf Grundlage der Werkstoffcharakterisierung vom Fließbeginn bis zum Versagen soll ein Fehlerindikator erarbeitet werden, der die Abweichung zwischen modellierter Fließfläche und experimentell gemessener Fließspannung kumuliert. Im Fokus steht dabei die Bewertung unterschiedlicher Modellparameteridentifikationsstrategien. Weiterhin soll an einem Beispielprozess ein Prozessindikator abgeleitet werden, um einen prozessabhängigen mittleren Umformgrad zu identifizieren. Mit dieser Zielgröße sollen numerische Simulationen durchgeführt werden. Abschließend soll der Grad der Verbesserung der Modellierung im Vergleich zu einer konventionellen Modellierungsstrategie quantifiziert werden. Mit den gewonnenen Erkenntnissen sollen Handlungsempfehlungen für eine maßge-

schneiderte Werkstoffcharakterisierung als Grundlage für die Werkstoffmodellierung ausgesprochen werden. Die Arbeit leistet somit einen Beitrag, eine ressourcen- und energieeffiziente Herstellung von Bauteilen zu steigern und somit den benötigten Energie- und Rohstoffbedarf zu reduzieren.

4 Versuchswerkstoffe, Prüfeinrichtungen, mathematische Modelle und FE-Methode

Für den Nachweis der Arbeitshypothese, dass eine Optimierung der Werkstoffmodellierung die numerische Prognosegüte signifikant verbessert, werden Werkstoffkennwerte benötigt, die aus unterschiedlichen Tests resultieren. Zunächst werden die dafür genutzten Werkstoffe eingeführt, gefolgt von den angewandten Charakterisierungsversuchen. Weiterhin werden die Methoden zur Kennwertermittlung vorgestellt. Die angewendeten Werkstoffmodelle und das Vorgehen zur FE-Analyse schließen das Kapitel ab.

4.1 Werkstoffe

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen erfolgen am Beispiel des Stahls DCo6+ZE mit einer nominellen Blechdicke von 1,0 mm. Dieser Stahl zählt zur Klasse der unlegierten Kohlenstoffstähle. Die chemische Zusammensetzung ist in DIN EN 10130:2006 [192] genormt und Tabelle 3 zu entnehmen. Der Zusatz ZE weist auf eine elektrolytisch aufgetragene Zinkschicht auf dem Halbzeug hin.

Tabelle 3: Masseanteile der Legierungselemente des Werkstoffs DCo6 max. Gew.-% nach DIN EN 10130:2006 [192]

C	P	S	Mn	Ti
0,02	0,02	0,02	0,25	0,30

Aufgrund seines guten Formänderungsvermögens und der damit verbundenen hervorragenden Eignung zum Tiefziehen wird der Werkstoff auch als Tiefziehstahl bezeichnet. Charakteristisch ist eine geringe Anfangsfließspannung, ein hohes Verfestigungsvermögen und eine hohe Duktilität. Herausfordernd ist für diese Stahlgüte jedoch das anisotrope Verfestigungsverhalten [193], welches eine präzise numerische Abbildung erschwert. Da praktisch keine gelösten interstitiellen Atome mehr im Ferrit vorliegen, werden in der IF (englisch für interstitial free) Güte DC o6 Fließfiguren unbegrenzt ausgeschlossen [194]. Der vorliegende Werkstoff ist kalt gewalzt und dressiert. Aus diesem Grund weist das Halbzeug eine in Bezug zum Kern harte Randschicht auf. Der exemplarische Härteverlauf und ein Schlifffbild sind in Bild 2 dargestellt. Im Automobilbau wird dieser Stahl für

die Herstellung umformtechnisch anspruchsvoller Karosserieaußen- und Karosserieinnenteile wie Kotflügel, Seitenwandrahmen, Bodenbleche, Reserveradmulden und Türaußenbleche eingesetzt [17].

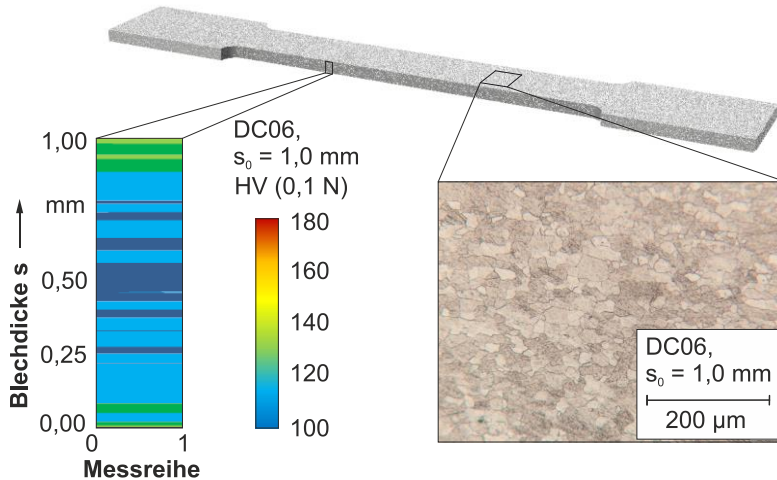


Bild 2: Schliffbild und Härteverlauf über den Blechquerschnitt des Werkstoffs DC06

Um die Übertragbarkeit der erarbeiteten Erkenntnisse und Modellierungsstrategien auf andere Werkstoffklassen zu belegen, werden zusätzlich Untersuchungen mit der Aluminiumlegierung AA5182-O und dem Dualphasenstahl DP600 durchgeführt. Als Vertreter aus der Gruppe der Nichteisenmetalle wird die Aluminiumlegierung AA5182-O genutzt. Das Leichtmetall wurde gezielt für den Einsatz im Karosseriebau entwickelt. Die chemische Zusammensetzung ist in DIN EN 573-3:2019 festgelegt [195]. Basis bildet ein weichgeglühtes Aluminium (Zusatz O in der Bezeichnung) mit Magnesium und Mangan als Legierungselemente. Der Werkstoff zeichnet sich durch seine hohe Festigkeit, Steifigkeit und Korrosionsbeständigkeit aus. Durch das gute Formänderungsvermögen können hohe Ziehtiefen erreicht werden. Im Automobilbau werden Bleche aus AA5182 hauptsächlich für nicht sichtbare Innenbleche der Karosserie verwendet [196]. Grund hierfür ist die dynamische Reckalterung die auch als Portevin-Le-Chatelier-Effekt (PLC-Effekt) bezeichnet wird. Bei plastischer Formänderung bilden sich lokale Dehnungsbänder, welche eine rau wirkende Oberfläche erzeugen [197].

Der zum Nachweis der Übertragbarkeit herangezogene Stahlwerkstoff ist der höherfeste Dualphasenstahl DP600. Sein Eigenschaftsprofil zeichnet sich durch eine niedrige Streckgrenze, hohe Verfestigung, hohe Zugfestigkeit sowie einer hohen Gleichmaß- und Bruchdehnung aus. Zudem hat das Material eine gute Schweißseignung. Das Gefüge des hochfesten Stahls be-

steht aus einer ferritischen und einer martensitischen Phase, wobei der Ferrit für die Duktilität und der Martensit für die Festigkeit des Werkstoffs verantwortlich ist [198]. Durch eine gezielte Einstellung des Gefüges können die Tiefzieheignung und die Kantenrissempfindlichkeit variiert werden. Je nach Spannungszustand ist das Verfestigungsverhalten jedoch leicht unterschiedlich ausgeprägt. Dies wurde auf die unterschiedlich hohe Versetzungsdichte in den einzelnen Gleitsystemen zurückgeführt [199]. Das hohe Festigkeitsniveau und Verfestigungsvermögen macht den Dualphasenstahl im Automobilbau ideal für crashenergieabsorbierende Strukturteile wie beispielsweise Längsträger. Auch für schwingungsbelastete Bauteile wie Felgen, wird dieser Werkstoff eingesetzt. Die chemische Zusammensetzung ist in DIN EN 10346:2015 definiert [29].

4.2 Prüfverfahren und Methoden zur Auswertung

Basierend auf den im Stand der Forschung beschriebenen Verfahren für die Werkstoffcharakterisierung werden nachfolgend die bereits bestehenden Prüfeinrichtungen und Messsysteme vorgestellt, die im Rahmen dieser Arbeit für die Charakterisierung und Validierung verwendet wurden. Neben dem uniaxialen Zugversuch sind das der Schichtstauchversuch sowie der hydraulische Tiefungsversuch für die biaxiale Werkstoffcharakterisierung. Die Dehnung wird in allen beschriebenen Versuchen mittels optischer Deformationsanalyse ermittelt.

4.2.1 Optische Messsysteme

Die Anwendung optischer Technologien für die Erfassung von Dehnungen und Oberflächenkonturen bietet zahlreiche Vorteile. Beispielsweise können Dehnungsfelder lokal ausgewertet werden. Bei taktilen Messmethoden ist lediglich eine Messung zwischen zwei, die Probe berührenden, Tastern möglich. Eine lokale Analyse von inhomogenen Dehnungsfeldern ist quasi nicht möglich. Auch wird die Probe nicht durch die aufliegenden Messtaster beeinflusst, wenn optische Technologien zum Einsatz kommen. Zuletzt bietet die optische Metrologie die Möglichkeit, Konturen mit einer hohen Genauigkeit zu digitalisieren. Aufgrund dieser Vorteile kommen die nachfolgend genannten optischen Messmethoden zum Einsatz.

Optisches Dehnungsmesssystem

Die Erfassung der Formänderung während der Versuche erfolgt über das optische Dehnungsmesssystem ARAMIS (GOM GmbH, Braunschweig). Dafür werden Bilder während der Versuchsdauer mit zwei in definiertem

Abstand und Winkel platzierten CCD-Kameras mit 5 Megapixeln Auflösung aufgenommen. Durch die definierte Ausrichtung lässt sich eine Messung in allen drei Raumrichtungen durchführen. Die Dehnungsermittlung erfolgt mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) mit der Software durch die Detektion eines stochastischen Musters auf der Probenoberfläche. Die Verzerrung dieses Musters, die von einem Bild zum nächsten stattfindet, wird erkannt und in einen Dehnungswert umgerechnet. Dazu wird das Punktmuster in Bereiche mit einer definierten Pixelzahl unterteilt und die spezifische Grauwertverteilung in der Bildserie verfolgt. Die Messgenauigkeit ist somit von der Größe des Pixelfelds zur Mustererkennung abhängig. Der Abstand zweier Pixelfelder wird als Dehnungsreferenzmesslänge bezeichnet und gibt die lokale Auflösung des Messsystems für die Dehnungsmessung an. Für die Messungen wird eine Pixelzahl von 19 Pixeln und ein Abstand zum nächsten Messfeld von 16 Pixeln definiert.

Online Dehnungsmess- und Regelsystem

Abweichend vom oben beschriebenen System bietet die Software IVIEW (GOM GmbH, Braunschweig) die Möglichkeit, Messwerte direkt weiterzugeben und somit eine Prozessregelung basierend auf der Dehnungsmessung umzusetzen. Grundsätzlich ist der Aufbau der CCD-Kameras und die Detektion der Dehnung identisch zu ARAMIS. Für die Ausgabe von Regelgrößen wird abweichend dazu ein Punktraster definiert, welches online ausgewertet wird. Dieses Raster besteht aus acht Punkten, die insgesamt vier Dehnungsmessstrecken ergeben. Die Richtung der Messstrecken kann frei gewählt werden und wird für alle Anwendungsfälle angepasst. Anhand dieser Dehnungswerte wird eine Regelung der Umformgeschwindigkeit ermöglicht. Parallel werden die aufgezeichneten Bilddaten gespeichert und können weiterführend in der Software ARAMIS ausgewertet werden.

Streifenlichtscanner

Das topometrische Messsystem ATOS (GOM GmbH, Braunschweig) vom Typ ATOS Core 300 dient zur dreidimensionalen Erfassung von Bauteilgeometrien. Das zugrundeliegende Messprinzip ist ein Streifenlichtscanner, bestehend aus Lichtquelle und zwei CCD-Kameras. Die Auflösung der Kameras ist jeweils 5 Megapixel. Die Auflösungsgenauigkeit des Systems wird mit 0,055 mm angegeben. Durch mehrere Messungen aus unterschiedlichen Winkeln kann auch eine kompliziert geformte Oberfläche in ihrer Gesamtheit digitalisiert werden. Für weiterführende Untersuchungen von tiefgezogenen Bauteilen ist es notwendig, diese von innen und außen zu messen und diese Messungen in Bezug zueinander zu bringen. Dafür wird die auf Fotogrammetrie basierende Software TRITOP (GOM GmbH,

Braunschweig) verwendet. Durch die Aufnahme des mit Referenzpunkten markierten Bauteils kann eine Punktwolke erstellt werden, die die Bauteiloberflächen (innen und außen) in Bezug zueinander bringt. Auf dieser Grundlage ist die Auswertung lokaler Abstände zwischen den gemessenen Bauteiloberflächen möglich. Dieser Abstand entspricht der Blechdicke des gemessenen Bauteils.

Optisches Formänderungsmesssystem

Das Formänderungsmesssystem ARGUS (GOM GmbH, Braunschweig) bietet die Möglichkeit, lokale Dehnungen an umgeformten Bauteilen zu messen. Dazu wird vor der Umformung ein definiertes Punktraster mit Punktgröße 1 mm und Abstand 2 mm mittels Beschriftungslaser TruMark Station 5000 (Trumpf GmbH + Co. KG, Ditzingen) auf dem Prüfkörper aufgebracht. Nach der Umformung wird der Prüfkörper aus unterschiedlichen Positionen mit einer Kamera fotografiert. Die Software erkennt die verzerrten und gedehnten Punkte in den Bildern und errechnet aus den Verzerrungen lokale Dehnungen der Bauteiloberfläche.

4.2.2 Uniaxialer Zugversuch

Für die Werkstoffcharakterisierung bei uniaxialer Zugbelastung steht eine Universalprüfmaschine Z100 (Zwick GmbH & Co. KG, Ulm) zur Verfügung. Die Prüfkörper werden in eine hydraulische Spanneinrichtung mit 20 MPa Klemmdruck gespannt. Die Erfassung der Probendehnung erfolgt über das optische Messsystem ARAMIS. Zusätzlich wird die Prüfkraft gemessen und mit dem optischen Dehnungsmesssystem gekoppelt, um die gemessene Kraft mit der Dehnung zu synchronisieren. Die verwendete Kraftmessdose hat eine Nennlast von 100 kN mit einer Messabweichung von maximal 0,27 %. Die Versuchsdurchführung lehnt sich an die Norm DIN EN ISO 6892-1:2014 [113] an. Der Prüfaufbau ist in Bild 3 dargestellt.

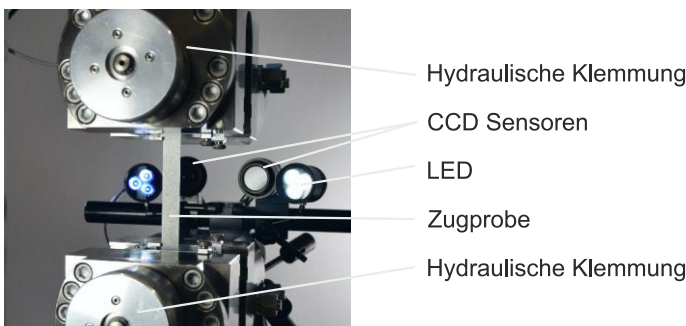


Bild 3: Prüfaufbau für den uniaxialen Zugversuch

Versuche werden an Zugproben durchgeführt, die eine parallele Länge von 120 mm aufweisen. Die Prüfgeschwindigkeit ist in Anlehnung an die werkstoffspezifischen Prüf- und Dokumentationsrichtlinien für Stahl mit 0,4 %/s [200] und Aluminium bei 0,667 %/s [201] festgelegt. Die Messfrequenz für Kraft und Dehnung ist konstant 2 Hz. Geprüft werden Proben in drei Orientierungen zur Walzrichtung. Für die statistische Absicherung werden jeweils drei Versuche je Walzrichtung durchgeführt. Durch die optische Messtechnik ist eine lokale Analyse der Dehnungen möglich, die über die Gleichmaßdehnung hinaus zu validen Kennwerten führt [19]. Damit, in Kombination mit der Prüfkraft, kann die resultierende Fließkurve ermittelt werden. Zusätzlich kann mit den vorhandenen Messdaten der Verlauf der Werkstoffanisotropie r aus dem Dehnungsfeld bestimmt werden. In Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 10113:2020 [116] erfolgt die Bildung eines konsolidierten Mittelwertes im Bereich von Umformgrad 0,02 bis Umformgrad 0,2. Die zusätzliche zeit- bzw. dehnungsabhängige Auswertung der r -Wert Evolution ist ohne weiteren Messaufwand möglich.

4.2.3 Kerbzugversuch

Analog zum Zugversuch werden Kerbzugversuche an der gleichen Prüfmaschine mit dem gleichen Klemmsystem durchgeführt. Auch die Messung der Dehnung erfolgt mit dem optischen Messsystem ARAMIS. Die Probe hat eine Breite von 60 mm mit Kerben, die zu einer Querschnittsverringering auf 30 mm führen. Die genauen Abmessungen der Probe und der Kerben sind in Bild 4 dargestellt.

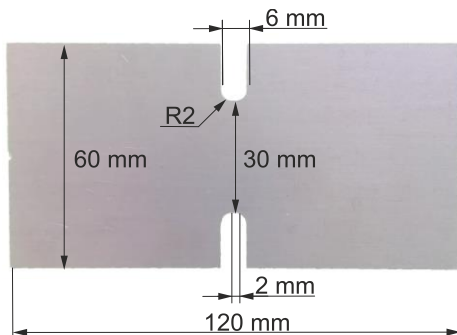


Bild 4: Bemaßte Probe für Kerbzugversuche

Aufgrund der Lokalisierung der plastischen Dehnung in der Kerbe wird mit einer konstanten Traversengeschwindigkeit von 3,0 mm/min für Stahlwerkstoffe und 4,0 mm/min für Aluminiumwerkstoffe gearbeitet. Die ge-

wählten Traversengeschwindigkeiten führen zu Umformgeschwindigkeiten in der Probe, die mit denen aus uniaxialen Zugversuchen vergleichbar sind. Der Nachweis erfolgt über die optische Messtechnik. Die Messfrequenz für Kraft und Dehnung ist konstant 2 Hz. Geprüft werden Proben in Walzrichtung. Die Ermittlung von Fließkurven unter ebener Dehnung erfolgt in Anlehnung an die Methode von Flores et al. [185]. Auch in diesem Versuch werden drei Wiederholungen je Konfiguration durchgeführt.

4.2.4 Scherzugversuch

Für die Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter Zug-Druck-Belastung werden Scherzugversuche in Anlehnung an die Norm ASTM B831 – 05:2009 [202] durchgeführt. Hierzu wird ein vorhandener Prüfaufbau verwendet [203]. Dieser wiederum kann in die Universalprüfmaschine eingebaut werden, die auch für Zugversuche genutzt wird. Die Probenklemmung erfolgt hydraulisch mit einem Druck von 20 MPa und einer zusätzlichen Stabilisierung durch Stabilisationsplatten. Die Erfassung der Scherdehnung erfolgt mit dem optischen Messsystem ARAMIS. Durch die optische Messung der Dehnung sowie der anliegenden Prüfkraft können Fließkurven unter Scherbelastung ermittelt werden. Um ein zu Zugversuchen vergleichbares Hauptachsensystem der Spannungen zu gewährleisten, werden die Proben in 45° zur Walzrichtung aus dem Blech mittels Laserstrahl ausgeschnitten. Die Scherzugprobe hat eine Messlänge von 4,7 mm und eine Breite des Messbereichs von 1,6 mm [203]. Die optische Erfassung der Probendehnung erfolgt mit einer Bildaufnahmefrequenz von 2 Hz. Die Probe wird mit konstanter Geschwindigkeit der Traverse von 1 mm/min für Stahl und 2 mm/min für Aluminium geprüft. Diese Traversengeschwindigkeiten führen bei der genutzten Probengeometrie zu Formänderungsgeschwindigkeiten, die mit den in Zugversuchen geforderten Geschwindigkeiten vergleichbar sind. Für die statistische Absicherung werden jeweils drei Versuche pro Parameterkombination durchgeführt. Die Auswertung erfolgt durch die Ermittlung von Scherfließkurven aus den gemessenen Kraft- und Dehnungswerten.

4.2.5 Hydraulischer Tiefungsversuch

Die Charakterisierung des Verfestigungsverhaltens unter äquibiaxialer Dehnung erfolgt in hydraulischen Tiefungsversuchen mit einem vorhandenen Werkzeug [169]. Das Vorgehen im Versuch ist in DIN EN ISO 16808:2014 [154] genormt. Das Werkzeug in Bild 5 ist dabei in einer hydraulischen Presse Hydrap HDPZb 630 (Hydrap Pressen Maschinenbau GmbH

& Co., Plüderhausen) mit einer Maximalkraft von 6300 kN montiert. Der Testaufbau besteht aus einer oberen (Matrize) und einer unteren Werkzeughälfte (Niederhalter). Dazwischen wird die Blechprobe eingelegt. Die Matrize hat einen Öffnungsdurchmesser von 200 mm. Zur Erfassung des Hydraulikdrucks ist ein Drucksensor ADZ-SML-20.0 (ADZ NAGANO GmbH, Ottendorf-Okrilla) mit 40 MPa Nenndruck und einer maximalen Messabweichung von 1,0 % integriert.

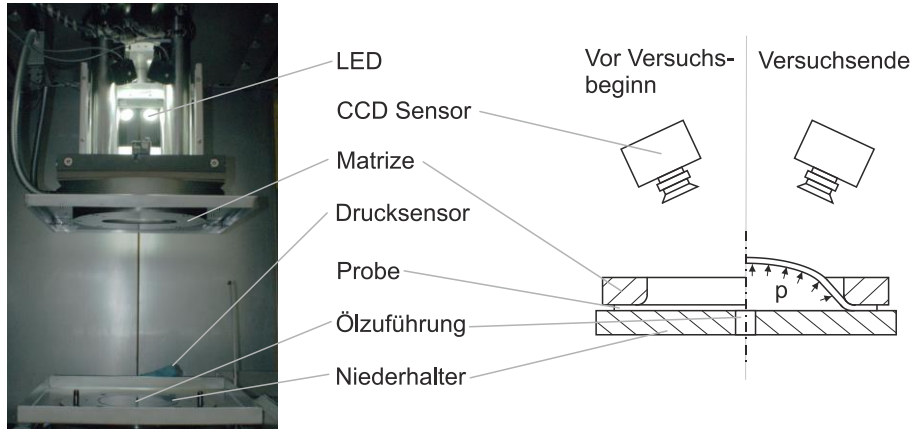


Bild 5: Aufbau des hydraulischen Tiefungsversuchs und Prinzipskizze

Das Dehnungsfeld auf der Probe wird während des Versuchs durch das optische Messsystem IVIEW gemessen. Mit den in IVIEW ausgewerteten Dehnungsdaten ist das System in der Lage, den Volumenstrom des Fluids zu regeln, um eine konstante Formänderungsgeschwindigkeit im Prüfkörper zu erreichen. Im Detail wird dafür mit einer Aufnahmefrequenz von 10 Hz die Dehnung von vier definierten 20 mm langen Messstrecken, zwei in Walzrichtung und zwei senkrecht dazu, im zentralen Bereich der Probe online ausgewertet. Auf dieser Grundlage werden Regelparameter an den Druckübersetzer (Pregler Maschinenelemente GmbH & Co. KG, Deggen-dorf) übertragen, der den für die Einhaltung der definierten Sollformänderungsgeschwindigkeit erforderlichen Volumenstrom reguliert. Während des Versuchs wird das Blech einseitig mit dem hydraulischen Wirkmedium belastet. Dadurch wölbt sich die Probe kugelförmig auf. Durch die Fixierung der Probe über den Niederhalter mit 3500 kN ist ein Nachfließen des Werkstoffs aus dem Flanschbereich unterdrückt und die Formänderung findet rein äquibiaxial in der freien Probenmitte statt. Durch das stetige kontrollierte Nachfließen des Wirkmediums formt sich der sogenannte Dom weiter aus, bis ein Werkstoffversagen eintritt. Durch die gemessene Dehnung, die optisch ermittelte Krümmung des Bleches und des anliegen-

den Drucks kann eine Fließkurve berechnet werden. Auch die Werkstoffprüfung im hydraulischen Tiefungsversuch erfolgt bei vergleichbaren Formänderungsgeschwindigkeiten wie im Zugversuch. Es werden drei Wiederholversuche je Werkstoff durchgeführt.

4.2.6 Schichtstauchversuch

Für die Charakterisierung des Fließbeginns unter äquibiaxialer Formänderung werden Schichtstauchversuche nach [143] durchgeführt. Dabei werden aus einem Stapel an runden Blechplatten ein Stauchkörper aufgebaut und in Anlehnung an DIN 50106:2016 [204] für massive Stauchproben geprüft. Diese Versuche werden auf einer Universalprüfmaschine (zmart.pro, Zwick AG, Deutschland) mit einer Nennkraft von 300 kN durchgeführt. Die Dehnungsmessung erfolgt mit zwei optischen 3D-Messsystemen ARAMIS, die in einem Winkel von 90° zueinander montiert sind, um die Verformung in Walzrichtung und senkrecht dazu zu messen. Die Prüfkraft wird mit einer Kraftmessdose mit 300 kN Nennkraft und einem maximalen Messfehler von 0,25 % aufgenommen. Der Rauigkeitswert der verwendeten Stauchwerkzeuge beträgt 0,388 Ra. Der Prüfaufbau ist in Bild 6 dargestellt.

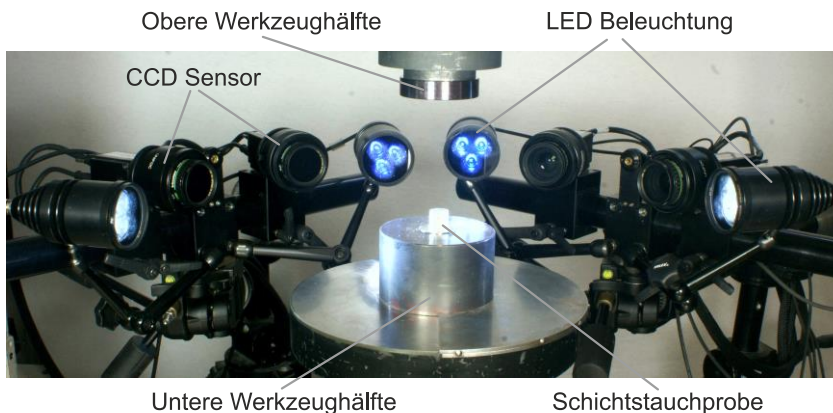


Bild 6: Aufbau des Schichtstauchversuchs

Jeder Probekörper enthält 15 Ronden mit einem Durchmesser von 15 mm. Zur Probenvorbereitung werden die Rohlinge übereinander und in identischer Ausrichtung angeordnet. Die Erfassung der Dehnung erfolgt in der mittleren Schicht des Probenstapels, wobei das eine Messsystem in Walzrichtung orientiert ist und das zweite Messsystem senkrecht zur Walzrichtung misst. Um die Reibungseinflüsse zwischen Werkzeug und Blechstapel zu minimieren, wird beidseitig eine 0,05 mm dicke PTFE-Folie als Schmier-system verwendet. Die Reduzierung der Reibung ist notwendig, um die im

Stauchversuch bekannte Ausbauchung der Probe während des Stauchvorgangs zu minimieren [P9]. Der Versuch wird mit einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von 4 mm/min für Stahl und 5 mm/min für Aluminium durchgeführt. Dies führt zu Formänderungsgeschwindigkeiten, die mit denen in hydraulischen Tiefungsversuchen vergleichbar sind. Das Versuchsende ist in Anlehnung an die Prüfvorschrift für Stauchversuche bei 50 % Stauchweg festgelegt. Die Auswertung der spannungsbasierten Werkstoffkennwerte erfolgt nach dem von Merklein und Kuppert vorgeschlagenen Verfahren [143]. Zu statistischen Zwecken werden für jeden Werkstoff drei Versuche durchgeführt.

4.2.7 Nakajima-Versuch

Der Nakajima-Versuch [127] ist ein nach DIN EN ISO 12004-2:2008 [205] genormter Versuch zur Bestimmung der Grenzformänderungskurve eines Werkstoffs. Die dafür notwendigen Versuche erfolgen an einer bestehenden Prüfeinrichtung [206] mit sieben unterschiedlichen Probengeometrien - einer Vollprobe und Proben mit Stegbreite von 125 mm, 100 mm, 80 mm, 70 mm, 60 mm und 50 mm - wobei die Stegrichtung entgegen der Walzrichtung verläuft und der Stahlwerkstoff somit in Richtung des geringeren Formänderungsvermögens charakterisiert wird. Die Proben werden mit 500 kN zwischen Niederhalter und Werkzeug geklemmt, um einen Werkstofffluss aus dem Flanschbereich zu unterdrücken. Die Stempelgeschwindigkeit des halbkugelförmigen Stempels beträgt konstant 90 mm/min. Die auftretende Dehnung wird mit dem optischen Dehnungsmesssystem ARAMIS gemessen. Die so ermittelte Grenzformänderungskurve für DCo6 ist in Bild 7 dargestellt.

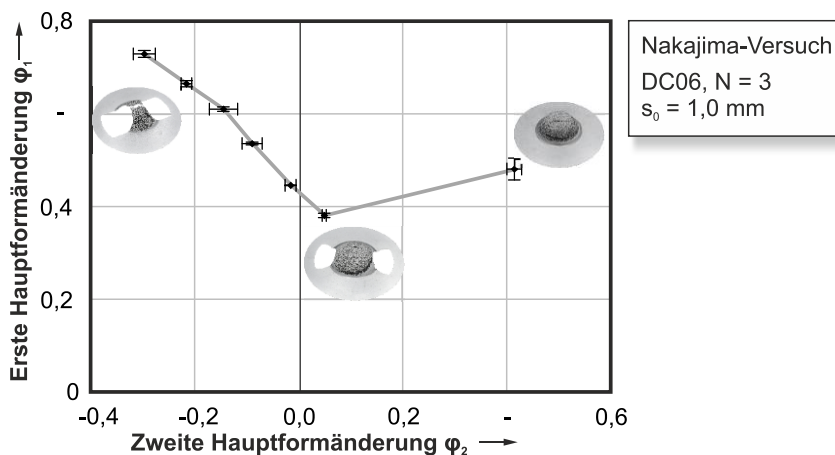


Bild 7: Grenzformänderungskurve des Werkstoffs DCo6 ermittelt in Nakajima Versuchen

4.2.8 Kreuznapf

Für die Validierung der Untersuchungsergebnisse erfolgt der Abgleich der prognostizierten Blechdickenverteilung aus Simulationen mit experimentell tiefgezogenen Bauteilen anhand einer Kreuznapfgeometrie. Die Wahl dieses Bauteils ist mit den vielfältigen Spannungs- und Dehnungszuständen im Bauteil begründet. Die auftretenden Spannungszustände in Abhängigkeit der Dehnungszustände sind schematisch in Bild 8 verdeutlicht [P5]. Die Platinengeometrie besteht aus einem Rechteck von 310 mm x 250 mm mit Ausklinkungen an den Ecken. Die genauen Abmessungen sind in Bild 8 rechts dargestellt.

Der Umformvorgang wird in einer dreifachwirkenden hydraulischen Presse Hydrap HDPZb 630 (Hydrap Pressen Maschinenbau GmbH & Co., Plüderhausen) durchgeführt. Die Ziehgeschwindigkeit wird auf 20 mm/s eingestellt. Für die Reduktion der Reibungseinflüsse werden die Platinen mit dem Ziehöl Multidraw KTL N 16 (Zeller + Gmelin GmbH & Co. KG, Eislingen/Fils) beölt. Die Niederhaltekraft und Ziehtiefe werden je nach Werkstoff variiert.

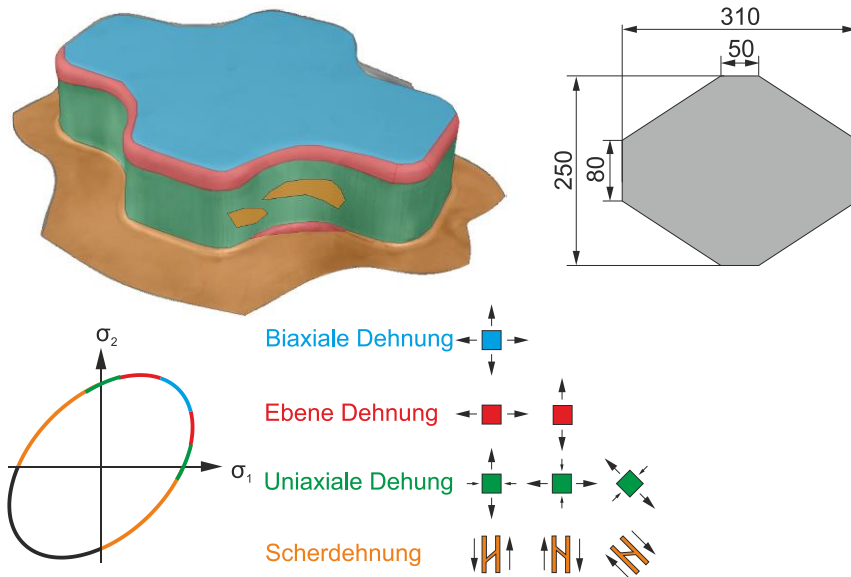


Bild 8: Spannungszustände im Kreuznapf Bauteil [59] und Platinenabmessungen

4.3 Werkstoffmodelle

Für die Modellierung des plastischen Werkstoffverhaltens im zweidimensionalen Spannungsraum wird die Fließbedingung nach Barlat Yld2000-2d [47] herangezogen. Diese stellt eine Weiterentwicklung des Modells Barlat '89 [45] dar und ist auf den zweidimensionalen Fall angepasst, die Spannung in Blechdickenrichtung wird nicht abgebildet. Dies ist für Blechwerkstoffe, die im Vergleich zur Breite und Länge eine sehr geringe Dicke haben, zulässig [41]. In diesem Modell wird der ebene Spannungszustand anhand von acht Parametern und einem Exponenten in acht Gleichungen beschrieben. Als Identifikationsparameter dienen die Werkstoffkenngrößen aus dem Zugversuch in drei Orientierungen zur Walzrichtung, 0° , 45° und 90° . Zusätzlich fließen Kenngrößen des äquibiaxialen Spannungszustands in die Modellbeschreibung ein. Der Fließortexponent m kann frei gewählt werden und erlaubt damit eine Annäherung der Fließortkurve im Bereich der ebenen Dehnung. Konventionelle Annahmen, dass der Fließortexponent nach der Kristallstruktur für kubisch flächenzentrierte Werkstoffe mit einem Wert von 8 und für kubisch raumzentrierte Werkstoffe mit 6 anzugeben ist, haben keinen metallphysikalischen Hintergrund und sind rein heuristisch. Die Lösung des Gleichungssystems erfolgt mit der Software Matlab (MathWorks Inc., Natick, USA) unter Verwendung des implementierten Levenberg-Marquardt-Algorithmus.

Die Expansion der Fließortkurve während eines Umformprozesses wird durch das hinterlegte Verfestigungsverhalten des Werkstoffs abgebildet. Dieses wird im uniaxialen Zugversuch charakterisiert und mit Hilfe von mathematischen Modellen extrapoliert. Unter der Annahme einer isothermen und dehnratenkonstanten Umformung erfolgt die Fließkurvenextrapolation nach Hockett-Sherby [80] in der Darstellung nach [207]:

$$\sigma_Y(\varphi) = a_{HS} - b_{HS} \cdot e^{c_{HS} \cdot \varphi^n} \quad (1)$$

Die Fließspannung errechnet sich aus den vier Modellparametern a_{HS} , b_{HS} , c_{HS} und n sowie des Umformgrads φ . Die Parameter werden dabei über eine Minimierung des Fehlers zwischen experimentell ermittelter Fließkurve und der berechneten Fließspannung identifiziert und repräsentieren keine Werkstoffkennwerte. Die dargestellte Formulierung ist zudem in der in den Untersuchungen angewendeten Materialkarte der FE-Software implementiert. Somit können die Modellparameter direkt im FE-Code eingegeben werden.

4.4 FE-Analyse

Die numerische Abbildung des Umformprozesses und der Ein-Element Tests erfolgt mit dem Solver von LS Dyna (Livermore Software Technology Corporation, Livermore, USA). Dieser ist der Finite-Elemente-Methode (FEM) zuzuordnen. Die genutzte Version des Solvers ist R11.1. Die FEM ist ein numerisches Berechnungsverfahren zur Lösung von Differenzialgleichungssystemen. Dafür werden geometrisch komplizierte Körper, die schwer mathematisch zu beschreiben sind, in eine endliche Zahl geometrisch einfacher Elemente diskretisiert. In der vorliegenden Arbeit wird für alle Ein-Element-Tests eine Elementgröße von 1 mm auf 1 mm und für die Kreuznapfgeometrie ein auf die Geometrie angepasstes Gitter im Variationsbereich von 0,8 mm bis 20 mm genutzt. Grund ist die verkürzte Rechen-dauer bei einer geringeren Zahl an Elementen. Der fein aufgelöste Bereich ist umlaufend auf der Platine verteilt, wo ein Durchlaufen der Stempelkan-tenrundungen erwartet wird. Dem Platinenbereich des Napfbodens, der nur vergleichsweise geringe und homogene Formänderungen erfährt, wird eine Elementgröße von 20 mm zugewiesen. Zusätzlich wird auf ein Schalenmodell zurückgegriffen und die Eigenschaftsänderungen in der Blech-dickenrichtung durch fünf Integrationspunkte über die Blechdicke abge-bildet. Die Modellerstellung erfolgt über den Pre-und Postprozessor LS-PrePost des gleichen Herstellers in der Version 4.7. In dieser Software lassen sich neben den Prozessparametern das elastisch-plastische Werk-stoffverhalten mit den in Abschnitt 4.3 beschriebenen Modellen implemen-tieren. Die Berechnung erfolgt explizit mit double-precision. Die Parameter zu Stempelbewegung und Tribologie sowie die Prozesskräfte werden an-hand der experimentellen Versuche angepasst und in Abschnitt 7.5 näher erläutert.

5 Erarbeitung einer Methode für eine effiziente Kategorisierung von Werkstoffeigenschaften

Basierend auf den in Kapitel 4 eingeführten Prüf- und Evaluationsverfahren erfolgt die Analyse und Bewertung des plastischen Werkstoffverhaltens des Werkstoffs DCo6. Dafür wird zunächst jeder für die spätere Materialmodellierung notwendige Kennwert für sich untersucht. Aufbauend darauf werden die Kennwerte in Relation gebracht und Korrelationen aufgezeigt. Validiert wird die erarbeitete Methode durch eine Übertragung auf die Werkstoffe AA5182 und DP600. Zusammenfassend werden werkstoffklassenspezifische Unterschiede und Gemeinsamkeiten diskutiert und bewertet.

5.1 Werkstoffverhalten bei uniaxialer Belastung

Im uniaxialen Zugversuch können zahlreiche Werkstoffkennwerte ermittelt werden. Für die nachfolgende Materialmodellierung relevant sind Fließbeginn, Verfestigungsverhalten sowie die senkrechte Werkstoffanisotropie. Diese Kennwerte werden jeweils in Abhängigkeit von drei Orientierungen zur Walzrichtung, 0° , 45° sowie 90° analysiert.

5.1.1 Fließverhalten im Zugversuch

Die Auswertung von uniaxialen Zugversuchen führt zu Fließkurven, die in Bild 9 dargestellt sind. Es handelt sich um aus drei Versuchen gemittelte Verläufe je Walzrichtung. Die Auswertung des plastischen Werkstoffverhaltens erfolgt nach [19] über die Gleichmaßdehnung hinaus. Für alle untersuchten Orientierungen zur Walzrichtung ist die Streuung zwischen den Versuchen mit einer mittleren Standardabweichung von maximal 1,43 MPa sehr gering. Dies bedeutet, dass Kennwerte aus diesem Versuch zuverlässig für eine nachfolgende Werkstoffmodellierung herangezogen werden können. Auffallend ist die anisotrope Verfestigung dieses Werkstoffs [193] bei identischer Belastungsart in den untersuchten Walzrichtungen. Bei Versuchen in Walzrichtung ist die Spannung im Fließbeginn höher als bei Versuchen senkrecht zur Walzrichtung. Dies kehrt sich bei einem Umformgrad von 0,03 um. Bei Formänderungen oberhalb dieses Wertes ist die Fließspannung bei Versuchen in Walzrichtung niedriger als die Fließ-

spannung senkrecht zur Walzrichtung, siehe Ausschnitt in Bild 9. Ein vergleichbares Werkstoffverhalten für einen DCo4 Werkstoff konnte durch Schreijäg bestätigt werden [208]. Ursache für die in den untersuchten Richtungen ungleichmäßige Verfestigung ist eine Rotation des Kristallgitters während der plastischen Verformung, wodurch mehrere Gleitsysteme gleichzeitig aktiviert werden. Durch diese Aktivierung wird eine weitere Rotation des Gitters unterdrückt. Die Aktivierung der Gleitsysteme hängt wiederum von der Prüfrichtung ab, wodurch eine unterschiedliche Verfestigung des makroskopischen Werkstoffs in den einzelnen Richtungen resultiert [208].

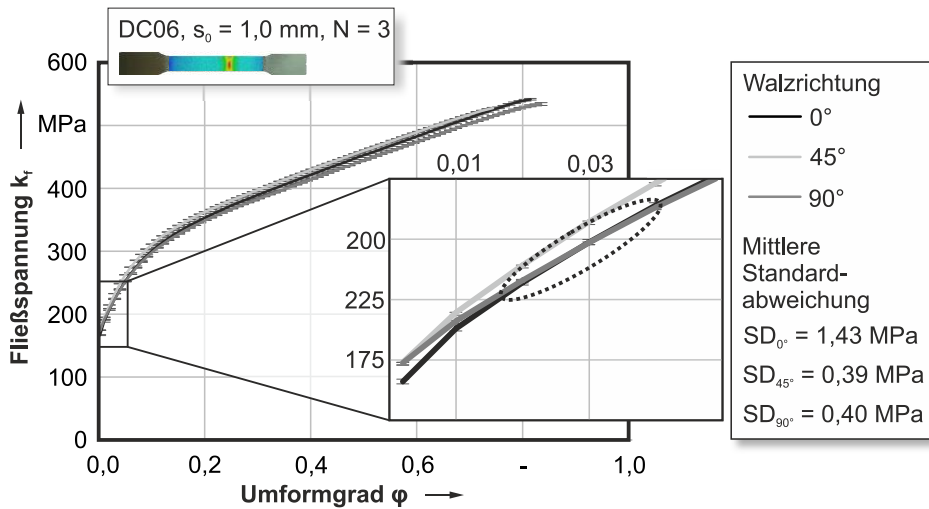


Bild 9: Fließkurven aus uniaxialen Zugversuchen für den Werkstoff DCo6

Für eine nachfolgende Modellierung des Werkstoffverhaltens mit konventioneller Identifikationsstrategie (Kennwerte im Fließbeginn) bedeutet dies, dass die Form der Fließortkurve mit einer höheren Spannung in Richtung der zweiten Hauptspannung nur für den Bereich zwischen Fließbeginn und Umformgrad 0,03 das Werkstoffverhalten näherungsweise korrekt abbilden kann. Oberhalb des Umformgrades 0,03 sollte die Fließortkurve in Richtung erster Hauptspannung stärker ausgeprägt sein. Auch bei einem Vergleich der Fließkurven in 45° und 90° zur Walzrichtung ist das geringer ausgeprägte Verfestigungsverhalten in 90° zur Walzrichtung erkennbar. Bei einem Vergleich dieser Kurvenverläufe ist die Fließspannung im Fließbeginn auf vergleichbarem Wert, das Verfestigungsverhalten ist jedoch stärker in Richtung 45° ausgeprägt, was zu einer steigenden Diskrepanz dieser Kurvenverläufe mit steigendem Umformgrad führt. In der Anwendung kann daher bei hohen Umformgraden ein ausgeprägter Fehler in

der Prozessabbildung auftreten. Dieser Fehler entsteht und wächst durch die in der Realität ungleichförmige Expansion der Fließortkurve mit steigendem Umformgrad. Diese Expansion kann im isotropen Modell nicht abgebildet werden, hier wird der Fließort gleichmäßig in alle Richtungen expandiert. Fehler in der Abbildung sind dann als besonders kritisch zu sehen, wenn es in den Bereich der Grenzformänderung geht, da dadurch Bauteile falsch klassifiziert werden können, also Gutteile im Realprozess in der numerischen Prozessausslegung als nicht umformtechnisch herstellbar erkannt werden oder umgekehrt. Dadurch kann die Aussagekraft der Simulation eingeschränkt werden. Vergleicht man die ermittelten Fließkurven mit aus der Literatur bekannten Werten, so sind die Ergebnisse dieser Arbeit im Median der Kurven von Merklein und Suttner [209], Jocham et al. [210] und Barata da Rocha et al. [211].

5.1.2 Uniaxiale senkrechte Anisotropie r

Neben der Fließkurve wird in uniaxialen Zugversuchen die senkrechte Werkstoffanisotropie ermittelt. Nach DIN EN ISO 10113:2020 [116] erfolgt die Bestimmung des r -Werts als konsolidierter Mittelwert über einen Umformgradbereich, konventionell zwischen Umformgrad 0,02 und 0,2 oder 0,02 und $A_g - 0,01$ für Werkstoffe, bei denen eine Gleichmaßdehnung unterhalb von 0,2 vorliegt. Für den Werkstoff DCo6 ergeben sich in Abhängigkeit der Walzrichtung die in Bild 10 gezeigten Verläufe der Anisotropie und als gepunktete Linie die konsolidierten Mittelwerte [P18]. Die Ermittlung der Anisotropie ist durch die optische Messtechnik und damit verbunden einer lokalen Auswertung der Dehnungen bis zum Versagen möglich. Da die Auswertung der Anisotropie über die Gleichmaßdehnung bisher nicht validiert ist, werden im nachfolgenden Kapitel metallographische Untersuchungen durchgeführt, um die Anisotropieevolution bis zum Versagen validieren zu können. Quantitativ sind die im Bereich zwischen Umformgrad 0,02 und 0,2 gemittelten r -Werte typisch für einen Tiefziehstahl mit einem Minimum bei 45° und dem Maximalwert bei 90° zur Walzrichtung [212]. Für alle drei untersuchten Walzrichtungen ist eine stetige Abnahme des r -Werts erkennbar. Nur im Bereich bis Umformgrad 0,02 sind Einschwingeffekte vorhanden, die sich auf Setzprozesse im System Prüfmaschine-Werkzeug zurückführen lassen [213]. Im Bereich des Setzverhaltens ist zudem die Streuung zwischen den Wiederholversuchen stark ausgeprägt. Wird jedoch die Standardabweichung über den gesamten Messbereich gemittelt, resultiert eine geringe Abweichung von maximal 0,016. Somit kann auch dieser Kennwert zuverlässig im Zugversuch identifiziert

werden. Gefolgt von diesem Setzverhalten ist eine kontinuierliche Abnahme der Anisotropiekennwerte sichtbar. Im Verlauf der plastischen Formänderung unterschreitet die senkrechte Anisotropie den Wert 1,0 in allen untersuchten Walzrichtungen. Dies bedeutet, dass der Werkstofffluss unterhalb von 1,0 überwiegend aus der Blechdicke stattfindet. Eine stärkere Blechausdünnung und somit ein Bauteilversagen ist die Folge.

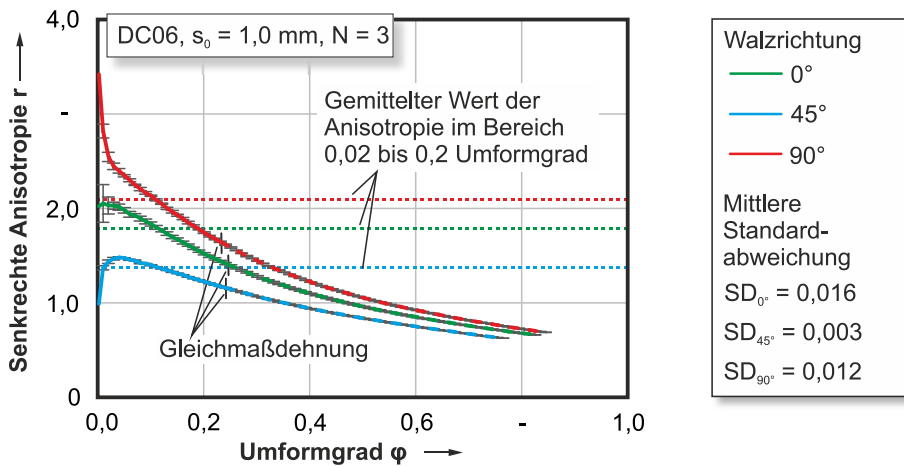


Bild 10: Verläufe der senkrechten Anisotropie aus uniaxialen Zugversuchen für den Werkstoff DC06

Dieses Werkstoffverhalten kann in konventionellen Materialmodellen nicht abgebildet werden, da in diesen nur der Mittelwert der senkrechten Anisotropie hinterlegt werden kann. Die Werkstoffanisotropie visualisiert sich in der Fließortkurve als Steigung im korrespondierenden Spannungspunkt. Ändert sich der r -Wert, ändert sich die Steigung in diesem Punkt und führt zu einer Verzerrung der Fließfläche. Dieses Werkstoffverhalten wird durch die Integration konsolidierter Mittelwerte nach DIN EN ISO 10113:2020 [116] nicht berücksichtigt. Der bei zunehmendem Umformgrad entstehende Fehler zwischen der umformgradabhängigen Bestimmung der Anisotropie und des Mittelwertes ist bei Versuchen in 90° zur Walzrichtung bei einem Umformgrad von 0,82 mit 1,424 maximal. Gerade bei hohen Umformgraden, die in der Prozessauslegung relevant sind, ist eine fehlerbehaftete Modellierung der Stoffflussrichtung nachteilhaft, da die Blechdickenprognose maßgeblich vom prognostizierten Stofffluss abhängt. Auch für die Anisotropie führt das evolutionäre Werkstoffverhalten zu einem steigenden Fehler zwischen Modell und realem Werkstoffverhalten und damit verbunden zu einer ungenügenden Prognosegüte in numerischen Simulationen.

5.1.3 Mikrostrukturelle Validierung des Gültigkeitsbereichs

Aufgrund der ab der Gleichmaßdehnung beginnenden Lokalisierung der Dehnung in der Zugprobe ist der Spannungszustand ab diesem Zeitpunkt nicht mehr ideal einachsig. Für die Fließspannung konnte nachgewiesen werden, dass bei einer Nutzung optischer Messtechnik eine Auswertung oberhalb der Gleichmaßdehnung zu validen Spannungswerten führt [19]. Unter der Voraussetzung, dass in der Probenmitte im Bereich der lokalen Einschnürung weiterhin uniaxiale Zugspannungen vorherrschen [19], erfolgt die Validierung der Anisotropieevolution über eine Analyse der Verzerrung der Gefügestruktur bei plastischer Formänderung [P18]. Hierfür werden Zugproben bis zu definierten Formänderungen gezogen und anschließend Schliffbilder der Umformzone in allen drei Raumrichtungen angefertigt, siehe Bild 11.

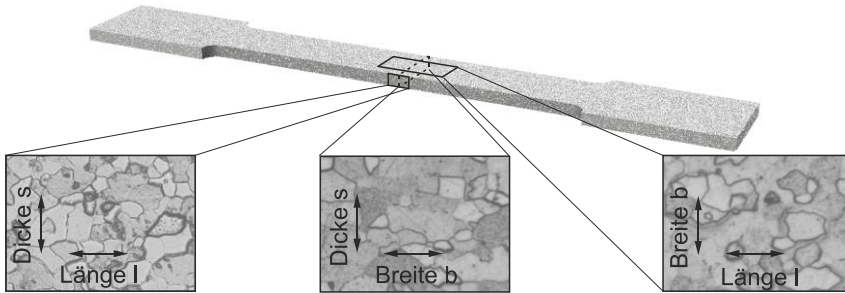


Bild 11: Bereiche für die Auswertung der Kornstruktur bei Zugproben

Die untersuchten Dehnungsstufen sind 0 %, 5 %, 15 %, 30 % sowie 60 % technische Dehnung, von denen vier relevante Dehnungsstufen in Bild 12 als Schliff in Draufsicht dargestellt sind. Die Untersuchungen erfolgen an Zugproben des Werkstoffs DCo6 in 0° Orientierung zur Walzrichtung (WR).

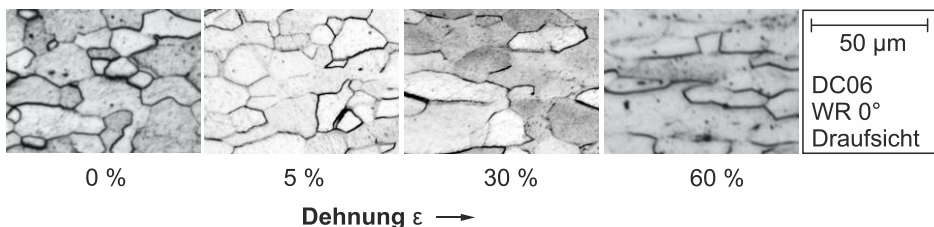


Bild 12: Evolution der Kornstruktur für DCo6 bei steigender Vordehnung

Die Messung der Korngrößen erfolgt mit dem Linienschnittverfahren und wird jeweils in zwei Richtungen in allen untersuchten Dehnungsstufen durchgeführt. Ergebnis ist der in Bild 13 dargestellte Verlauf der Korn-

geometrie über den Umformgrad für die drei Raumrichtungen. Dabei resultiert für die Korndicke s eine Reduktion bei steigender Formänderung. Das gleiche Ergebnis resultiert für die Kornbreite b . Durch die Dehnung der Probe ergibt sich auch auf Ebene des Gefüges eine Vergrößerung der Kornlänge l .

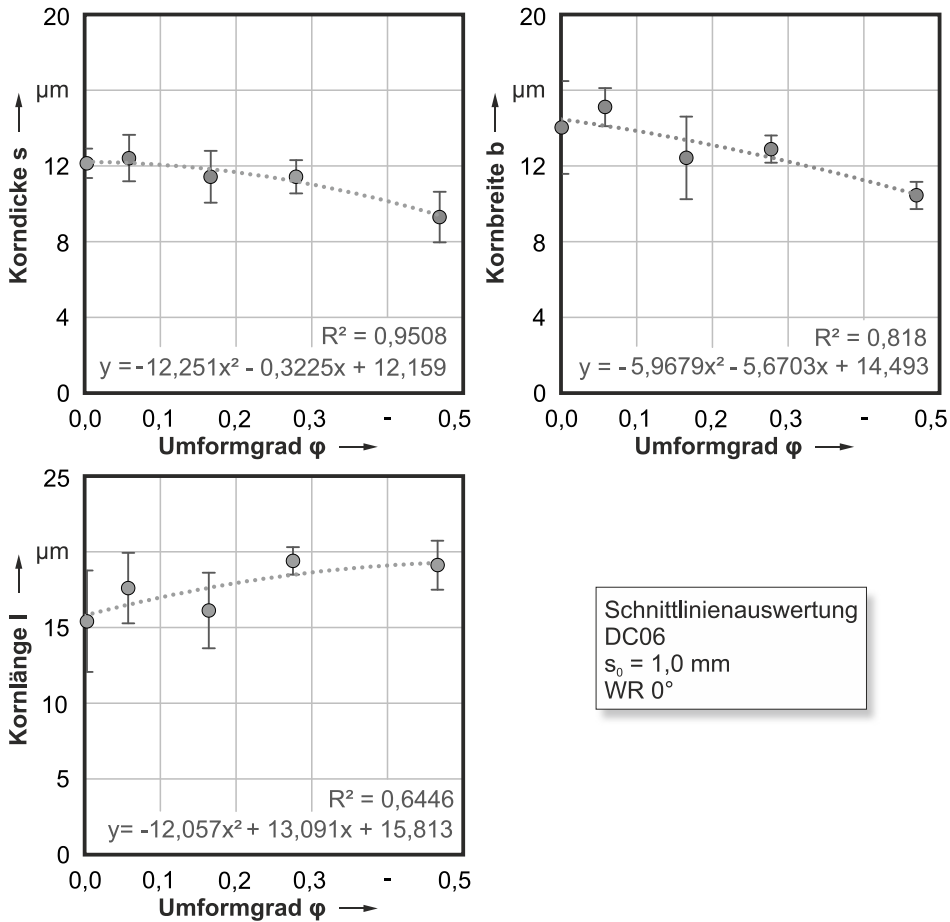


Bild 13: Korndicke, der Kornbreite und der Kornlänge in Abhängigkeit des Umformgrads

Bei Analyse der initialen Kornstruktur zeigt sich eine längliche Kornstruktur mit $l > b$. Dies lässt sich durch den Kaltwalzprozess zur Herstellung des Halbzeugs begründen. Anhand der gemessenen Korngröße lassen sich funktionale Zusammenhänge in Abhängigkeit des Umformgrades ableiten. Die sich ergebenden Polynome zweiten Grades und das jeweilige Bestimmtheitsmaß sind in den Diagrammen in Bild 13 angegeben. Mit den funktionalen Zusammenhängen wird ein r-Wert Ver-

lauf berechnet. Dieser bezieht sich auf die Korngrößenevolution von Dicken- zu Breitenänderung. Der resultierende analytische r -Wert Verlauf (schwarze Linie) ist dem makroskopischen Verlauf (gestrichelte Linie) und den berechneten r -Werten aus den untersuchten Schliffen in Bild 14 gegenübergestellt.

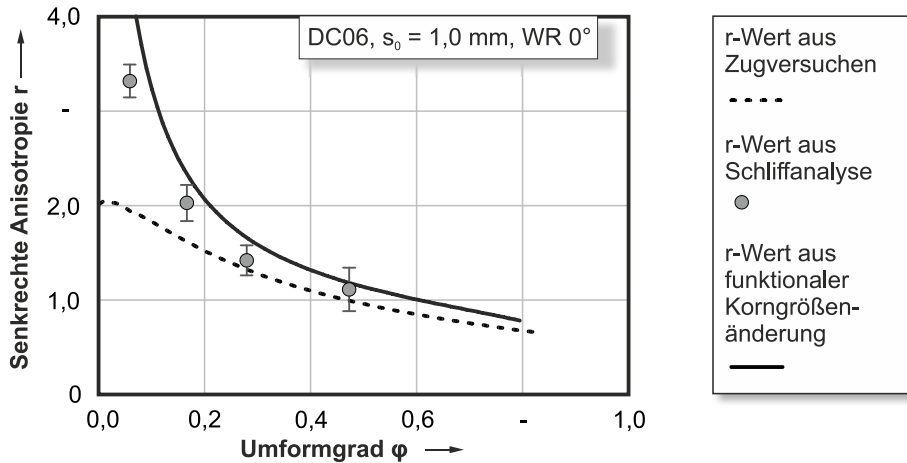


Bild 14: Evolution der senkrechten Anisotropie mit mikroskopischer und makroskopischer Auswertung des Werkstoffs DC06

In Bild 14 zeigt sich der gleiche Trend der r -Wert Evolution sowohl bei makroskopischer als auch bei mikroskopischer Auswertung der Anisotropie, wobei die Anisotropie bei mikrostruktureller Analyse höhere Werte zeigt. Eine Auswertung der Schliffbilder ergibt die als Punkte dargestellten r -Werte. Oberhalb der Gleichmaßdehnung von DC06 liegen diese Punkte ohne signifikante Unterschiede über den makroskopisch ermittelten r -Werten. Für geringe Dehnungen ergibt sich ein höherer Wert bei Analyse der Kornstruktur. Begründet wird dies mit der heterogenen Verteilung der Korngrößen und damit verbundenen Messungenauigkeiten der mittleren Korngrößen. Aus den funktionalen Zusammenhängen zwischen Kornabmessung und Umformgrad lässt sich ein Verlauf der Anisotropie berechnen. Dieser ist als schwarze Linie in Bild 14 dargestellt. Dieser Verlauf folgt näherungsweise den Punktauswertungen. Oberhalb der Gleichmaßdehnung nähern sich die Kurven von einer Differenz von 0,344 auf 0,092 bei einem Umformgrad von 0,8 an. Als Ursache für die sich ändernden Werkstoffeigenschaften kann, wie auch bei der anisotropen Verfestigung, eine Rotation der Kornstruktur benannt werden [208]. Durch die Aktivierung von Gleitsystemen durch diese Rotation ändert sich die Stoffflussrichtung über den Umformgrad.

Für den Nachweis der Übertragbarkeit der Methode erfolgt zunächst eine Bewertung der Verfestigungsmechanismen der Werkstoffe AA5182 und DP600. Untersuchungen weisen darauf hin, dass die Werkstoffantwort auf eine Zugbeanspruchung abhängig von der Gitterstruktur des Werkstoffs ist [214]. So ist beispielsweise die Kaltverfestigung von kubisch flächenzentrierten Kristallgittern stärker ausgeprägt als bei kubisch raumzentrierten Gittern. Übertragen auf die Rotation der Kristallstruktur bei plastischer Formänderung ist diese Rotation bei kubisch flächenzentrierten Werkstoffen wie beispielsweise Aluminiumlegierungen geringer ausgeprägt [215]. Dadurch werden keine weiteren Gleitsysteme aktiviert, wodurch der Werkstoff mit kubisch flächenzentriertem Gitter stärker verfestigt. Eine Evolution des r -Wertes für den Aluminiumwerkstoff ist somit nicht zu erwarten. Dass in einem Aluminiumwerkstoff keine Evolution der Textur bei plastischer Formänderung auftritt, wurde von Han et al. [215] nachgewiesen. Zusätzlich findet das Werkstoffversagen des AA5182 quasi ohne duktile Einschnürung statt. Eine Untersuchung der Werkstoffanisotropie oberhalb der Gleichmaßdehnung ist somit nicht möglich. Im Gegensatz dazu weist der Dualphasenstahl unter Zugbeanspruchung einen duktilen Bruch mit vorheriger Einschnürung auf. Die Verfestigungsmechanismen des Dualphasenstahls führen jedoch zu einem zunehmenden Anteil an Martensit bei plastischer Formänderung durch diffusionslose Umklappvorgänge des Kristallgitters [216]. Grundsätzlich lassen sich zwei Bereiche der Verfestigung eines Dualphasenstahls definieren [217]. Diese führen wiederum zu unterschiedlich stark ausgeprägter Rotation des kubisch raumzentrierten Kristallgitters des ferritischen Anteils im Werkstoff. Zu Beginn der plastischen Formänderung (bis 4 % Formänderung) verformt sich hauptsächlich der ferritische Anteil des Gefüges zwischen den Martensitnadeln [217]. Nach Überschreiten einer kritischen Versetzungsdichte findet die weitere Formänderung überwiegend durch Quergleiten der Ferrit-Phase und zusätzlicher plastischer Formänderung der Martensitphase statt [217]. Anhand dieser aus der Literatur bekannten Mechanismen lassen sich Rückschlüsse auf das erwartete Anisotropieverhalten des DP600 ziehen:

- Auf Grund der plastischen Formänderung zu Beginn der plastischen Formänderung in der kubisch raumzentrierten Phase wird eine Evolution des r -Wertes erwartet.
- Bei hoher plastischer Formänderung oberhalb der Gleichmaßdehnung wird die weitere Rotation der Kristallstruktur durch den gestiegenen Martensitanteil und das dominierende Quergleiten im Ferrit unterdrückt. Eine signifikante Evolution der r -Werte ist nicht mehr zu erwarten.

Auf Grundlage dieser Bewertung werden zusätzlich Charakterisierungsversuche unter uniaxialer Zugbeanspruchung für die Werkstoffe AA5182 und DP600 mit dem Ziel die r -Werte zu bestimmen durchgeführt. Die Versuchsdurchführung ist analog zu den Versuchen des Werkstoffs DCo6, siehe Abschnitt 5.1.2. Bild 15 zeigt die resultierenden r -Wert Verläufe der Werkstoffe, charakterisiert in Zugversuchen in Walzrichtung. Für einen Vergleich ist die Anisotropieevolution des Tiefziehstahls DCo6 in grau dargestellt.

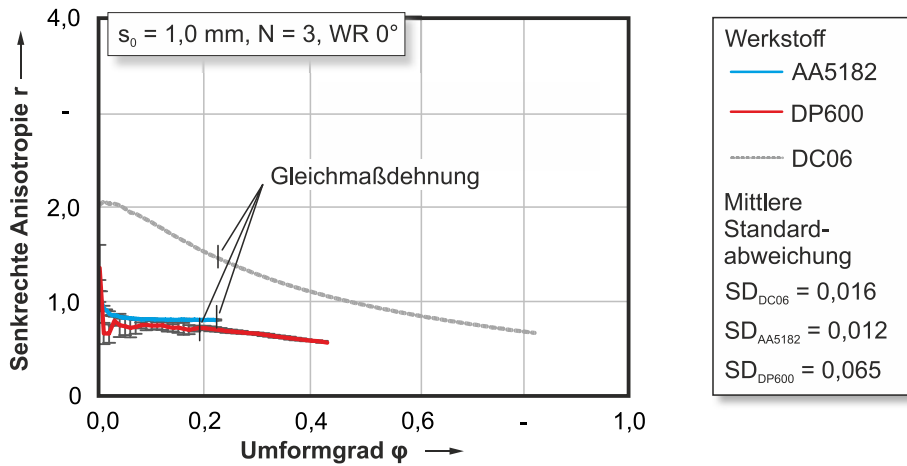


Bild 15: Evolution der senkrechten Anisotropie der Werkstoffe AA5182 und DP600 in Walzrichtung charakterisiert in Zugversuchen

Für die Aluminiumlegierung, als blaue Kurve visualisiert, ergibt sich der erwartete Verlauf mit einem konstanten r -Wert. Lediglich das auch für den DCo6 identifizierte Einschwingverhalten durch Setzprozesse [213] ist auch für den Aluminiumwerkstoff vorhanden. Eine Evolution der Anisotropie ist nicht erkennbar und belegt die Ergebnisse in der Literatur im Bereich der Kristallgitterrotation bei plastischer Formänderung. Der Dualphasenstahl weist einen leicht fallenden Verlauf bei steigender Formänderung auf. Ein Einschwingen der Kurve ist für diesen Werkstoff ebenfalls erkennbar. Auch für diese Legierung ist das Verhalten durch Setzprozesse in der Prüfmaschine erklärbar [213]. Der leicht fallende Verlauf konnte anhand der Literatur prognostiziert werden. Diese Evolution ist allerdings im Vergleich zu dem Tiefziehstahl signifikant geringer ausgeprägt. Die maximale Differenz beträgt 0,19. Bezieht man zusätzlich noch die Streuung der Einzelversuche mit ein, für den DP600 beträgt die Standardabweichung 0,065, so ist quasi kein signifikant evolutionäres Verhalten für diesen Werkstoff erkennbar.

Im Vergleich dazu ist die Differenz beim DCo6 mit 1,34 deutlich stärker ausgeprägt.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass über die Analyse der Kornstruktur Rückschlüsse auf die Anisotropieevolution gezogen werden können. In der Probenmitte entspricht der Formänderungszustand oberhalb der Gleichmaßdehnung lokal weiterhin einer uniaxialen Dehnung [19]. Eine Auswertung der Kornstruktur ist somit lokal zulässig um Rückschlüsse auf die Werkstoffanisotropie zu ziehen. Diese zeigt einen vergleichbaren Trend wie der makroskopische Verlauf innerhalb der auftretenden Messunsicherheit. Die optische Erfassung der Formänderung oberhalb der Gleichmaßdehnung muss dabei in einem lokalen Bereich in der Einschnürung erfolgen. Wird dies berücksichtigt, ist eine Analyse der Anisotropie über optische Messmethoden auch oberhalb der Gleichmaßdehnung möglich, um die umformgradabhängige Evolution der senkrechten Anisotropie bis zum Versagen zu charakterisieren und in diese Informationen in Modelle zu überführen, um das Anisotropieverhalten korrekt über den Umformgrad abbilden zu können.

5.2 Kennwertermittlung im äquibiaxialen Spannungszustand

Neben Kennwerten aus der einachsigen Werkstoffprüfung ist für die Parameteridentifikation des Modells Yld2000-2d die Ermittlung von Werkstoffeigenschaften bei äquibiaxialer Dehnung erforderlich. Dafür werden standardmäßig Schichtstauchversuche oder hydraulische Tiefungsversuche durchgeführt. Für eine ganzheitliche Analyse der plastischen Werkstoffeigenschaften ist einer der beiden Versuche nicht ausreichend. Der Schichtstauchversuch ist für die Charakterisierung des Fließbeginns sowie der Werkstoffanisotropie erforderlich. Das Verfestigungsverhalten lässt sich im hydraulischen Tiefungsversuch ab einem Umformgrad von 0,05 bestimmen. Aus diesem Grund erfolgt eine Synthese der ermittelten Kennwerte aus beiden Versuchen.

5.2.1 Kennwertermittlung im hydraulischen Tiefungsversuch

Der hydraulische Tiefungsversuch (HTV) bietet die Möglichkeit, das Verfestigungsverhalten unter äquibiaxialer Dehnung reibungsfrei bis zum Versagen zu charakterisieren. Die resultierende Fließkurve für DCo6 ist in Bild 16 dargestellt. Ein Vergleich der in dieser Arbeit ermittelten Werte mit bereits publizierten Fließkurven von Jocham et al. [210] oder Mulder et al.

[218] zeigt entsprechende Ergebnisse und belegt das spannungszustandsabhängige Verfestigungsverhalten dieses Werkstoffs. Für eine Bewertung der belastungsartabhängigen Verfestigung ist zusätzlich die Fließkurve aus Zugversuchen in Walzrichtung in grau gegenübergestellt. Dabei wird das spannungszustandsabhängige Verfestigungsverhalten des Werkstoffs deutlich. Die normierte Differenz der Fließspannungen und die zugehörige Formel sind in Bild 16 rechts in Abhängigkeit des Umformgrads dargestellt. Zu Beginn der plastischen Formänderung ist der Unterschied im Fließspannungsniveau 10 %. Bei einem Umformgrad von 0,15 steigt der Unterschied in den Spannungswerten auf 23 %. Mit darüber hinaus zunehmender Formänderung reduziert sich der Unterschied wieder auf minimal 7,5 % bei einem Umformgrad von 0,8.

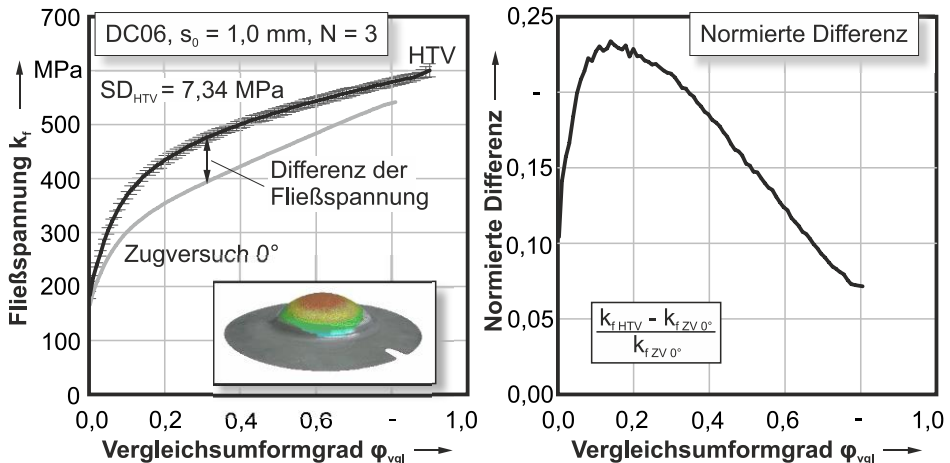


Bild 16: Fließkurve aus hydraulischen Tiefungsversuchen und Zugversuchen für DCo6 sowie die resultierende Abweichung der Fließspannungswerte

Ursache für die anisotrope Verfestigung ist die Rotation der Kristallstruktur mit zunehmender plastischer Formänderung, wodurch einzelne Gleitsysteme aktiviert werden [208]. Die Streuung der Einzelversuche ist mit einer mittleren Standardabweichung von 7,34 MPa auf einem vergleichbaren Niveau wie bei uniaxialen Zugversuchen. Zusätzlich ist die Streuung über das gesamte Umformgradspektrum konstant. Somit ist die Werkstoffcharakterisierung der äquibiaxialen Spannung und Dehnung im hydraulischen Tiefungsversuch zuverlässig möglich.

Die sich über den Umformgrad ändernde Differenz zwischen den Fließkurven bei uniaxialer und bei äquibiaxialer Beanspruchung führt zu einer Abweichung zwischen dem modellierten und dem realen Werkstoffverhalten.

Grund dafür ist die im Modell angenommene isotrope Werkstoffverfestigung, basierend auf der Fließkurve unter uniaxialer Zugspannung in Walzrichtung. Erfolgt die Modellparameteridentifikation mit Kennwerten im Fließbeginn, ist bei Umformgraden im Bereich von 0,15 bedingt durch das jeweils unterschiedliche Verfestigungsverhalten eine unpräzise Abbildung der Werkstoffeigenschaften die Folge. Grund ist die steigende Differenz zwischen den Spannungsverläufen. Durch die Annäherung der Kurven bei hohen Umformgraden wird wiederum eine Spannungsdifferenz von 10 % entsprechend der Differenz der Spannungen im Fließbeginn erreicht. Für diesen Umformgrad von 0,68 ist eine Modellierung basierend auf Kennwerten, die im Beginn der plastischen Formänderung ermittelt wurden, wiederum treffend. Im Bereich zwischen Umformgrad 0,05 und 0,6 beträgt die Differenz der Fließkurven mehr als 5 %. Dies führt zu einer fehlerbehafteten Abbildung des Werkstoffverhaltens. Um das experimentell ermittelte Werkstoffverhalten korrekt abbilden zu können, werden Modelle benötigt, die eine Verzerrung des initial identifizierten Fließortes zulassen [87]. Das bedeutet für die Anwendung einen signifikant höheren Aufwand, sowohl in der Werkstoffcharakterisierung also auch in der Modellierung. Zusätzlich entsteht eine höhere Rechenzeit für die numerische Prozessanalyse, da das Modell für jeden Umformgrad neu identifiziert werden muss.

5.2.2 Plastisches Werkstoffverhalten im Schichtstauchversuch

Aufgrund der Problematik in der Spannungsberechnung im Fließbeginn, ist der hydraulische Tiefungsversuch nicht geeignet, diesen Kennwert für die Werkstoffmodellierung bereitzustellen [165]. Weiterhin kann die biaxiale Anisotropie im hydraulischen Tiefungsversuch durch die gebundene Umformung mit kreisrunder Matrize nicht charakterisiert werden. Beide Kennwerte können dagegen mit Schichtstauchversuchen (SSV) ermittelt werden. Herausfordernd ist die auftretende Reibung zwischen Prüfkörper und Werkzeug, da diese die Kraftmessung beeinflusst. Dieser Einfluss muss für eine korrekte Bestimmung der Fließspannung quantifiziert und kompensiert werden. Aufgrund der hohen Kontaktnormalspannungen im Stauchprozess, wird für die Bestimmung der Reibspannung auf das Reibfaktormodell [152] zurückgegriffen. Die dafür notwendige Charakterisierung des tribologischen Systems mit Zapfenpressversuchen und daraus resultierend die Ermittlung des Reibfaktors m_r , ist in [P12] beschrieben. Über die Formel

$$F_{SSV}(\varphi) = F_{Prüf}(\varphi) - A(\varphi) \cdot m_r \cdot k(\varphi) \quad (2)$$

wird von der gemessenen Prüfkraft $F_{\text{Prüf}}$ der Anteil der durch die Reibung resultiert abgezogen. Dafür notwendig ist die Kenntnis der Querschnittsfläche A , der Schubfließgrenze k und dem Reibfaktor m_r . Nach dem Stand der Technik wird die Schubfließgrenze über die von Mises Vergleichsspannung bestimmt [9]. Da dies für anisotrop verfestigende Werkstoffe wie DCo6 zu einer fehlerhaften Annahme der Schubfließspannung führt, wird alternativ die im Scherzugversuch ermittelte Schubfließkurve für die Bestimmung der Schubfließgrenze herangezogen. Die Validierung der Methode zur Reibungskompensation erfolgt über den Abgleich mit Fließkurven aus hydraulischen Tiefungsversuchen (HTV), da diese als reibungsfrei ermittelt angesehen werden können, siehe Bild 17.

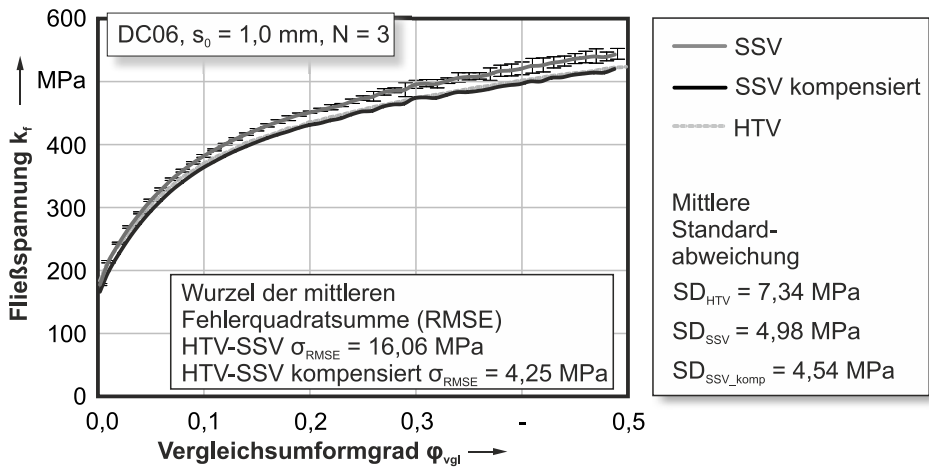


Bild 17: Gemittelte Fließkurven aus Schichtstauchversuchen und hydraulischen Tiefungsversuchen sowie die reibungskompensierte Fließkurve aus Schichtstauchversuchen

Mit einer Kompensation der Reibung im Schichtstauchversuch [P12] weisen die resultierenden Fließkurven einen RMSE von 4,25 MPa auf. Im Vergleich dazu ist der RMSE zwischen hydraulischen Tiefungsversuchen und Schichtstauchversuchen ohne die Reibungskompensation 16,06 MPa. Dieser Wert ist größer als die Standardabweichungen der Einzelversuche und somit signifikant unterschiedlich. Die nach der Reibungskompensation verbleibende Abweichung von 4,25 MPa ist innerhalb der Standardabweichung beider Versuche und damit nicht signifikant unterschiedlich. Die Analyse des Fließbeginns der einzelnen Versuche und Auswertemethoden ist in Tabelle 4 zusammengefasst.

Tabelle 4: Fließbeginn von DCo6 ermittelt in Schichtstauchversuchen und hydraulischen Tiefungsversuchen

	SSV kompensiert	SSV	HTV
Fließspannung in MPa	176,49	180,71	183,46
Standardabweichung in MPa	4,89	4,89	6,49

Durch die Kompensation der Reibung ist der Fließbeginn im Schichtstauchversuch um 4,22 MPa niedriger als ohne Kompensation und weitere 2,75 MPa unterhalb des ermittelten Fließbeginns im hydraulischen Tiefungsversuch. Dieser reibungskompensierte Wert der Anfangsfließspannung wird weiterführend für die Materialmodellierung herangezogen. Zusätzlich zur Ermittlung von Fließspannungen findet der Schichtstauchversuch Anwendung für die Charakterisierung der biaxialen Anisotropie r_b . Konventionell wird dieser Werkstoffkennwert durch taktilen Messen der Prüfkörper nach Versuchsende nach Barlat [47] und der Vereinfachung durch Banabic [41] identifiziert:

$$r_b = \frac{\ln\left(\frac{l_{WR90,1}}{l_{WR90,0}}\right)}{\ln\left(\frac{l_{WR0,1}}{l_{WR0,0}}\right)} \quad (3)$$

Da dieser Wert lediglich den Endzustand der Formänderung widerspiegelt und keine Rückschlüsse auf evolutionäres Werkstoffverhalten zulässt, erfolgt die umformgradabhängige Ermittlung der Werkstoffanisotropie über die zwei 3D Dehnungsmesssysteme welche auch für die Ermittlung der Fließspannung eingesetzt werden, siehe Abschnitt 4.2.6. Eine genaue Beschreibung des Prüfaufbaus und der Methode zur Ermittlung der biaxialen Anisotropie mit optischer Messtechnik ist in [P10] enthalten. Der resultierende Verlauf der biaxialen Anisotropie ist in Bild 18 dargestellt.

Eine Validierung der vorgeschlagenen optischen Messmethode [P10] erfolgt über den Abgleich der sich ergebenden Anisotropie zu der aus taktilen Messungen der Endgeometrie nach Banabic [41]. Diese taktile Messung führt zu einem Wert der biaxialen Anisotropie von 0,804 mit einer Standardabweichung von 0,028. Im Vergleich dazu liegt der Wert der Anisotropie bei Anwendung der optischen Messtechnik bei 0,820 mit einer Standardabweichung von 0,027. Somit sind diese Kennwerte ohne signifikante

Abweichung vergleichbar und die optische Messmethode führt zu korrekten Ergebnissen bei der Messung der biaxialen Anisotropie.

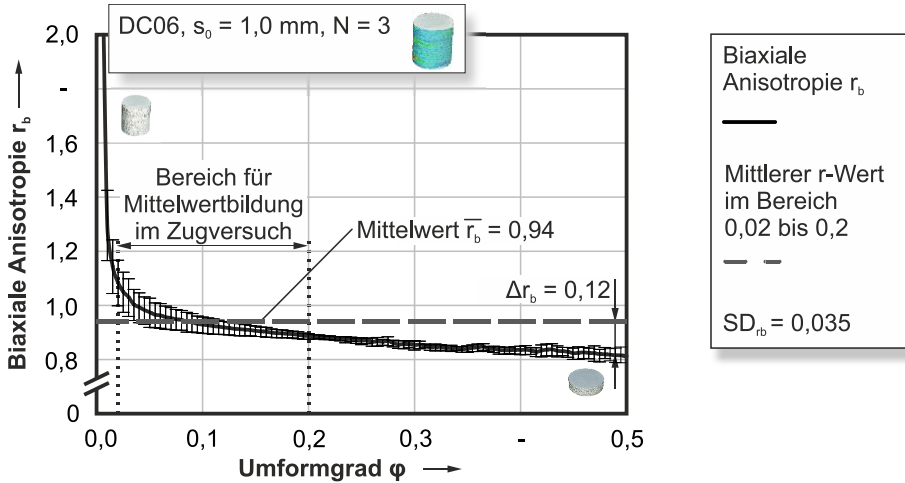


Bild 18: Verlauf der biaxialen Anisotropie r_b

Bei Analyse des Anisotropieverlaufs zeigt sich, dass zu Beginn der plastischen Formänderung ein Einschwingen des Anisotropiekennwertes stattfindet. Dies lässt sich, analog zur uniaxialen Anisotropie, mit Setzprozessen im Werkzeug und Prüfkörper begründen [213]. Mit zunehmender plastischer Formänderung nimmt der r_b -Wert stetig ab. Bei einem Umformgrad von 0,04 unterschreitet dieser Wert 1,0. Ein Wert von 1,0 bedeutet isotropes Verhalten, die Fließspannungen in der Fließortkurve sind in σ_1 und σ_2 auf gleichem Niveau. Ein Anisotropiekennwert oberhalb von 1,0 bedeutet eine höhere Fließspannung in Richtung der ersten Hauptspannung σ_1 . Unterhalb von 1,0 verzerrt sich die resultierende Fließortkurve hin zu einer höheren Fließspannung in Richtung σ_2 . Durch die stetige Abnahme des r_b -Wertes ergibt sich somit eine Verzerrung der Fließortkurve bei steigendem Umformgrad durch die sich ändernde biaxiale Anisotropie [P10].

Dieses Werkstoffverhalten wird im Modell durch die Nutzung eines konstanten Wertes nicht berücksichtigt. Weiterhin ergibt sich eine Inkonsistenz dieses Wertes im Vergleich zu den übrigen für die Modellparameteridentifikation herangezogenen Werkstoffkennwerten. Fließspannungen werden konventionell im Fließbeginn ermittelt. Die Werte der senkrechten Anisotropie dagegen als Mittelwerte in einem Bereich zwischen Umformgrad 0,02 und 0,2. Im Schichtstauchversuch erfolgt die Kennwertermittlung bei Umformgrad 0,5. Alternativ und in Anlehnung an uniaxiale Zugversuche wird der Wert im gleichen Bereich der plastischen Formänderung

gemittelt, siehe Bild 18. In diesem Fall ist das ein r_b -Wert von 0,938 bei einer mittleren Standardabweichung von 0,035. Die sich ergebende Differenz zwischen Mittelwert und Wert nach Ende des Umformvorgangs ist 0,12. Aufgrund der geringen Standardabweichung ist eine robuste Kennwertermittlung auch in diesem Versuch möglich. Eine Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit in der Werkstoffmodellierung ergibt sich somit durch die Integration der umformgradabhängigen r_b -Werte in das Modell. Aufgrund des im Vergleich zu hydraulischen Tiefungsversuchen hohen Zeitaufwands für die Probenfertigung, muss jedoch der Grad der Verbesserung den Zeit- und Kostenaufwand in der Charakterisierung aufwiegen.

5.3 Erarbeitung von Prüfmethoden für die Charakterisierung des plastischen Werkstoffverhaltens bei ebener Dehnung

Für eine exakte Vorhersage des plastischen Werkstoffverhaltens ist der Spannungszustand bei ebener Dehnung von entscheidender Bedeutung, da hier ein geringes Formänderungsvermögen vorliegt und eine starke Blechausdünnung bereits bei niedrigen Umformgraden auftritt [41]. Dies führt dazu, dass ein Großteil der Versagensfälle im Automobilbau auf einen Zustand ebener Dehnung oder nahe der ebenen Dehnung zurückzuführen sind [77]. Bestehende Prüfmethoden für die Charakterisierung der ersten und zweiten Hauptspannung bei ebener Dehnung sind entweder nur für den Fließbeginn möglich, oder berechnen den Wert der zweiten Hauptspannung über Annahmen bezüglich der Werkstoffanisotropie. Aus diesem Grund werden im Rahmen dieser Arbeit Prüfkonzpte erarbeitet, um den Fließbeginn und das Verfestigungsverhalten bei ebener Dehnung für beide Hauptspannungen charakterisieren zu können. Dafür sind zwei Prüfmethoden notwendig: ein hydraulischer Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize sowie ein modifizierter Kreuzzugversuch. Da die Werkstoffprüfung bei hydraulischer Tiefung erst ab einem Umformgrad von 0,05 [165] zu Ergebnissen mit ausreichend geringer Streuung führt, wird für die Charakterisierung des Fließbeginns ein bestehender Kreuzzugprüfstand dahingehend angepasst, einen ebenen Dehnungszustand im Prüfkörper generieren zu können.

5.3.1 Erarbeitung eines Prüfkonzpts zur Charakterisierung der Werkstoffverfestigung unter ebener Dehnung

Die Charakterisierung des Verfestigungsverhaltens bei ebener Dehnung soll mit einem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize erfolgen [P6]. Der Versuch ist prinzipiell geeignet, Dehnpfade mit nahezu idealer ebener Dehnung zu generieren [152]. Für die Umsetzung wird zunächst eine Einfluss- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt, in welcher Form die Geometrie der Matrizenöffnung den resultierenden Dehnpfad und den Versagensort beeinflusst. Aufbauend auf der identifizierten Werkzeuggeometrie erfolgt der numerische Nachweis, dass die Walzrichtung des Werkstoffs mit der Richtung der ersten und zweiten Hauptspannung entlang den Ellipsenradien korreliert werden kann. Dieser Schritt ist relevant, um die ermittelten Spannungswerte dem Hauptspannungssystem der zu identifizierenden Fließortkurve zuordnen zu können. Auf dieser Grundlage werden Formulierungen aus der Schalentheorie angewendet, um in der Blechebene die zwei Hauptspannungskomponenten bestimmen zu können [219]. Diese Formeln beruhen auf vereinfachenden Annahmen, einer biegeschlaffen Membran ohne Dicke. Beides, Biegeeinfluss und Blechdicke können für diesen Versuch vernachlässigt werden, wenn das Verhältnis aus Blechdicke zu Matrizendurchmesser $1/100$ nicht überschreitet [154]. Da dieser Grenzwert in der Nebenachse der Ellipse unterschritten wird, wird eine Analyse des Einflusses der Biegung auf die ermittelte Gesamtdehnung durchgeführt. Durch die Anwendung optischer Messtechnik wird die Dehnung auf der Probenoberfläche erfasst. Biegeeinflüsse haben eine Überhöhung des gemessenen Dehnungswertes auf der Randfaser im Vergleich zur Dehnung der mittleren Faser des Blechwerkstoffs, auf die sich die Spannungsberechnung bezieht, zur Folge. Abschließend wird Validierung durchgeführt, um die Anwendbarkeit des erarbeiteten Prüfkonzpts zu belegen.

Für die Anwendung des hydraulischen Tiefungsversuchs mit elliptischer Matrize wird eine numerische Einfluss- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt, um die Auswirkungen der Änderung der Nebenachse der elliptischen Matrizenöffnung und der Matrizeneinlaufradien auf den resultierenden Dehnpfad und den Ort des Bauteilversagens zu untersuchen. Die Hauptachse der Ellipse wird in Anlehnung an die hydraulischen Tiefungsversuche mit runder Matrize bei 200 mm Durchmesser belassen. Somit ist es möglich, identische Probenabmessungen für die Werkstoffprüfung unter äquibiaxialer und ebener Dehnung zu verwenden. Randbedingung für die Konzeption der Werkzeuggeometrie und somit für die Sensitivitätsanalyse sind:

- Dehnpfad mit möglichst geringer zweiter Hauptformänderung.
- Versagen in der Probenmitte, da die optische Erfassung der Dehnung nur im nicht von der Matrize überdeckten Bereich möglich ist.
- Keine Lokalisierung der Dehnung in den Hauptscheiteln der Ellipse.

Der untersuchte Parameterbereich der Nebenachse der Ellipse ist 100 mm bis 25 mm mit Abstufungen von 75 mm, 60 mm und 50 mm. Um die Geometrieeinflüsse separiert auszuwerten, wird der Matrizeinlafradius in dieser numerischen Analyse vorerst konstant auf 20 mm belassen. Eine Verkleinerung der Nebenachse der elliptischen Matrizenöffnung bewirkt einen Dehnpfad, der näher der idealen ebenen Dehnung entspricht, siehe Bild 19.

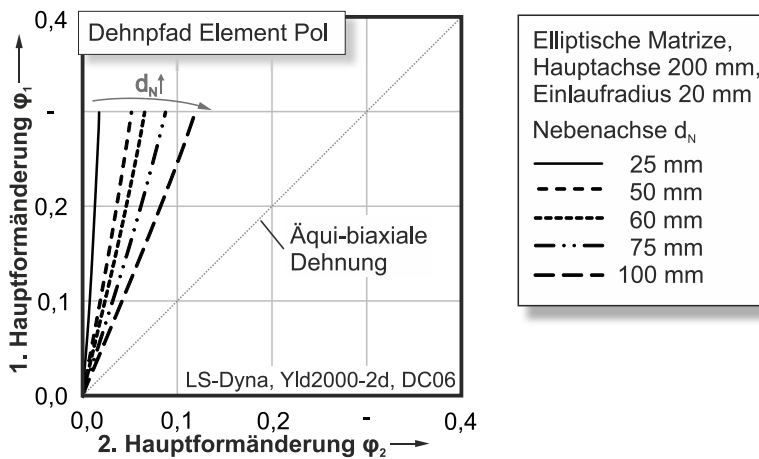


Bild 19: Resultierender Dehnpfad aus der numerischen Einflussanalyse der Nebenachsen-geometrie der Matrize für den hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize

Die Reduktion der Nebenachse von 100 mm auf 25 mm führt zu einer Reduktion der zweiten Hauptformänderung von 0,119 bei 100 mm zu 0,018 bei 25 mm analysiert bei einer ersten Hauptformänderung von 0,3. Bei einer reinen Untersuchung des Dehnpfades ist ein Nebenachsendurchmesser von 25 mm zielführend, da der zweite Hauptumformgrad mit 0,017 bei erstem Hauptumformgrad 0,3 unter der von Flores et al. definierten Toleranzgrenze für den ebenen Dehnungszustand von 0,02 ist [185]. Mit kürzerer Nebenachse steigt die Lokalisierung der Dehnung im Matrizeinlafradius. Bei einer Nebenachse unter 60 mm ist die Dehnung im Einlafradius bei fortschreitender Dehnung höher als in der Probenmitte, was zwangsläufig zu einem Werkstoffversagen im Radius führt. Darüber hinaus hat die Länge der Nebenachse einen Einfluss auf die Biegung. Nach DIN EN ISO

16808 [154] für runde hydraulische Tiefungsversuche muss bei einem Verhältnis von Blechdicke zu Matrizendurchmesser kleiner 100 überprüft werden, ob der Einfluss der Biegung signifikant wird und damit kompensiert werden muss. Min et al. [161] gibt als Toleranzgrenze für die Signifikanz des Biegeeinflusses 3 % an.

Nach Bild 19 weisen alle zielführenden Matrizengeometrien einen Nebenachsendurchmesser kleiner 100 auf. Aus diesem Grund erfolgt eine Analyse der Biegeüberlagerung in der Gesamtdehnung der Probenmitte, siehe Tabelle 5. Dabei wird der Wert der ersten Hauptformänderung zwischen dem äußeren Integrationspunkt und der Mittelschale des numerischen Modells verglichen und dessen Differenz ermittelt.

Tabelle 5: Einfluss des Nebenachsendurchmessers auf die resultierende Dehnung

Neben- achse	Wahre erste Hauptdeh- nung Integ- rations- punkt Außen	Wahre erste Hauptdeh- nung Integ- rations- punkt Mitte	Differenz der wahren Dehnung	Prozentuale Differenz
100 mm	0,256	0,250	0,006	2,3 %
75 mm	0,270	0,263	0,007	2,6 %
60 mm	0,281	0,271	0,010	3,6 %
50 mm	0,306	0,294	0,012	3,9 %
25 mm	0,311	0,285	0,026	8,4 %

Da das Verhältnis zwischen erstem und zweitem Hauptumformgrad für die untersuchten Parametersätze signifikant voneinander abweicht, erfolgt die Auswertung der Oberflächendehnung für alle Simulationen bei einem Vergleichsumformgrad nach von Mises von $\phi_{VM} = 0,4$. Dieser Wert ergibt sich näherungsweise bei der Berechnung der Vergleichsdehnung nach von Mises mit einer ersten Hauptformänderung von 0,3 und einer geringfügigen positiven zweiten Hauptformänderung. Die Ergebnisse setzen somit die Untersuchungen zur Matrizengeometrie fort und bewerten den Einfluss der Biegung am Ende der Formänderung. Die Begründung für den Wechsel auf die Vergleichsdehnung ist die Korrelation beider Hauptformänderungen mit der Matrizengeometrie. Für die spätere Werkstoffmo-

dellierung wird ebenfalls die Vergleichsdehnung nach von Mises herangezogen, weshalb die resultierenden Dehnungskomponenten bei einer definierten Vergleichsdehnung bewertet werden sollten, um qualitative Aussagen zur Geometriesensitivität auf die Formänderung treffen zu können.

Aus Tabelle 5 lassen sich zwei grundsätzliche Erkenntnisse ableiten. Der Anteil der Biegung an der Gesamtdehnung steigt mit kleiner werdender Nebenachse auf 8,4 %. Unterhalb von 75 mm ist der prozentuale Anteil der Biegung über dem Grenzwert von 3 %. Auch der Wert der ersten Hauptdehnung steigt mit einer kleineren Nebenachse. Dies kann auf den Dehnungszustand zurückgeführt werden. Bedingt durch die Analyse bei gleichem Vergleichsumformgrad, welcher die erste und zweite Hauptformänderung berücksichtigt, muss der Wert der ersten Hauptformänderung steigen, wenn der Wert der zweiten Hauptformänderung kleiner wird.

Neben der Ellipsengeometrie ist der Matrizeneinlaufradius relevant in Bezug auf Versagensort und Dehnungszustand. Im Rahmen der numerischen Parameterstudie und Einflussanalyse wird der Matrizeneinlaufradius im Bereich von 30 mm bis 5 mm mit Abstufungen bei 20 mm und 10 mm variiert. Auf Grundlage der numerischen Analyse zeigt sich, dass ein kleinerer Matrizeneinlaufradius zu einer geringfügigen Verbesserung des Dehnpfades hin zur idealen ebenen Dehnung führt. In Zahlen ausgedrückt ist das eine Änderung der zweiten Hauptformänderung von 0,068 zu 0,051 bei einer Reduktion des Radius von 30 mm hin zu 5 mm. Verglichen werden die Werte bei einer ersten Hauptformänderung von 0,2. Neben der reduzierten zweiten Hauptformänderung bewirkt ein Matrizeneinlaufradius kleiner als 20 mm eine starke Lokalisierung der Dehnung im Bereich der Matrizenradien sowohl in der langen als auch in der kurzen Ellipsenhälfte, sodass das Werkstoffversagen nicht mehr reproduzierbar in der Probenmitte stattfindet, siehe Bild 20. Gerade im Hinblick auf die optische Dehnungsmessung ist jedoch der Versagensort in der Probenmitte relevant für eine Werkstoffcharakterisierung bis zum Bruch. Aus diesem Grund sind die Einlaufradien von 5 mm und 10 mm nicht für den Anwendungsfall einer Werkstoffcharakterisierung bei ebener Dehnung geeignet, da ein Versagen in der Probenmitte nicht garantiert werden kann. Als Ergebnis der numerischen Sensitivitäts- und Einflussanalyse ergibt sich eine Ellipsengeometrie von 75 mm auf 200 mm mit einem Einlaufradius von 20 mm. Auf Grundlage dieser Matrizengeometrie erfolgt die Werkstoffcharakterisierung bei ebener Dehnung.

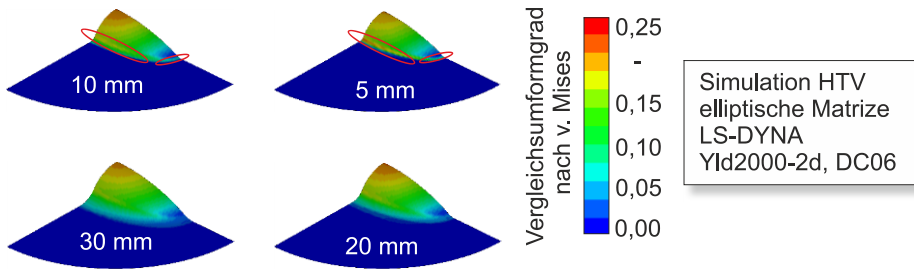


Bild 20: Numerische Analyse des Einflusses von Matrizeneinlaufradius auf die resultierende Dehnungsverteilung im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matriz

Die Versuche werden analog zu äquibiaxialen hydraulischen Tiefungsversuchen, wie in Abschnitt 4.2.5 beschrieben, durchgeführt. Abweichend davon erfolgt die Dehnungsregelung anhand von Referenzlinien ausschließlich in Richtung der ersten Hauptformänderung. Die zweite Hauptformänderung wird der ebenen Dehnung entsprechend als nicht vorhanden angenommen und geht nicht in die Dehnungsregelung mit ein.

Die Ermittlung von Spannungswerten aus den Messdaten ist detailliert in [P6] dargestellt und erfolgt über Formulierungen aus der Schalentheorie [219]:

$$\sigma_y(t) = \frac{p(t) \cdot r_x(t)}{2 \cdot t(t)} \quad (4)$$

$$\sigma_x(t) = \frac{p(t) \cdot r_x(t)}{2 \cdot s(t)} \left(2 - \frac{r_x(t)}{r_y(t)} \right) \quad (5)$$

Die zwei Spannungskomponenten der Gleichungen (4) und (5) beziehen sich auf die Richtung der Hauptachsen x und y der Ellipse. Die Bezeichnung x ist über die kurze und y über die lange Hauptachse definiert. Die erste Hauptspannung σ_1 in der Probe ist entlang der größten Belastungsrichtung und die zweite Hauptspannung σ_2 senkrecht dazu, siehe Bild 21. Bei dieser numerischen Untersuchung zeigt sich, dass die Richtung der Hauptspannungen σ_1 und σ_2 mit den Richtungen der Hauptachsen x und y korrelieren und eine Bestimmung der Hauptspannungen für die Fließortkurvenmodellierung über die geometriebezogenen Formulierungen von Timoshenko zulässig ist.

5 Erarbeitung einer Methode für eine effiziente Kategorisierung von Werkstoffigenschaften

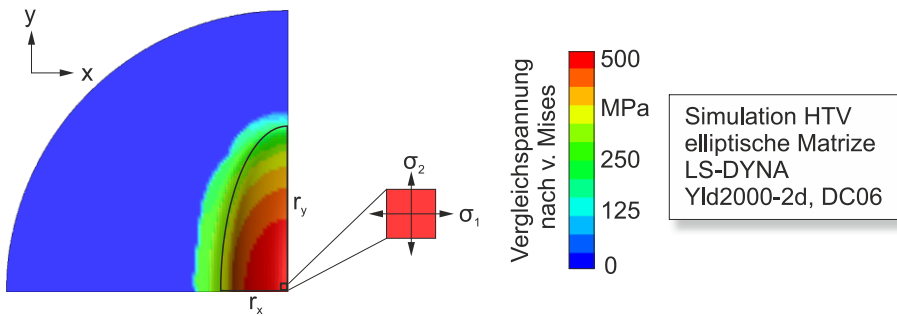


Bild 21: Zuordnung der Hauptspannungsrichtungen zu den geometriebasierten Spannungswerten aus [219]

Der Nachweis, dass die Biegung keinen signifikanten Einfluss auf die resultierende Oberflächendehnung hat, erfolgt über die Analyse der Dehnungen auf Ober- und Unterseite einer umgeformten Probe mit der Formänderungsanalysesoftware ARGUS. Die sich ergebende Dehnungsverteilung ist in Bild 22 für die äußere und innere Oberfläche dargestellt. Die sich ergebenden Mittelwerte im Bereich der größten Formänderung sind 37,23 % auf der Außenseite und 35,53 % auf der Innenseite. Dies führt zu einer Hauptformänderungsdifferenz von 1,7 %. Bezogen auf die Mittelschale ist der Einfluss der Biegung in Bezug zur Hauptformänderung 2,28 %. Somit ist für die Evaluation von Fließkurven aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrizze keine Biegekompensation erforderlich.

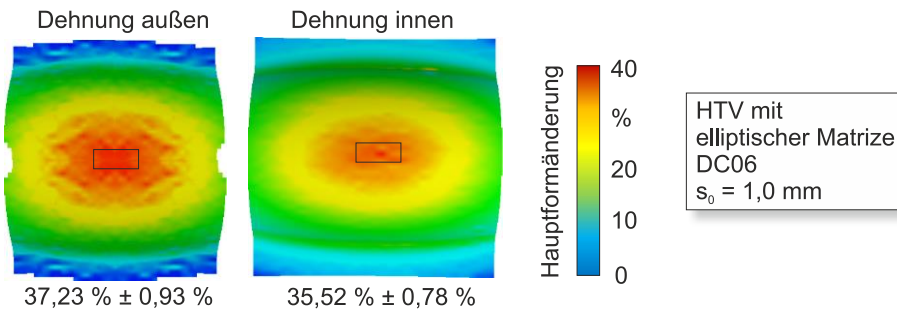


Bild 22: Dehnungsverteilung von innerer und äußerer Probenoberfläche aus einem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrizze mit optischer Formänderungsanalyse

Die Validierung des Versuchs zur Charakterisierung der ebenen Dehnung erfolgt über die Dehnungshistorie des Prüfkörpers [P6]. Dazu wird die ermittelte Dehnung der Probe während des Versuchs aufgezeichnet und der Grenzformänderungskurve exemplarisch gegenübergestellt, siehe Bild 23. Dabei zeigt sich, dass der Dehnpfad die Grenzformänderungskurve im Be-

reich der minimalen Formänderung schneidet. Zusätzlich ist die Wiederholgenauigkeit, den Dehnpfad betreffend, sehr gut. Die Standardabweichungen der Hauptformänderungen sind im Mittel bei maximal 0,0028. Somit ist dieser Versuch geeignet, Werkstoffkennwerte in dem für Werkstoffversagen relevanten Dehnungszustand der ebenen Dehnung zu charakterisieren und für die nachfolgende Werkstoffmodellierung bereitzustellen.

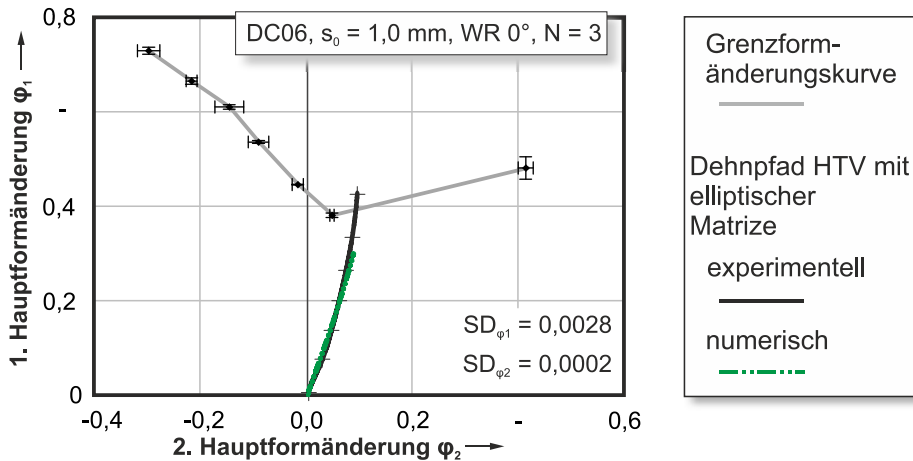


Bild 23: Dehnpfad aus experimentellem und numerisch berechnetem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize in Relation zur Grenzformänderungskurve des zugrundeliegenden Werkstoffs DCo6

Zusätzlich ist in Bild 23 der numerisch ermittelte Dehnpfad für die im Experiment gewählte Matrizengeometrie als Strich-Punkt-Linie aufgetragen. Die geringfügigen Unterschiede zwischen numerisch und experimentell ermitteltem Dehnpfad ergeben sich durch eine unzureichend präzise Modellierung des Werkstoffverhaltens. Der in diesem Prozess dominierende Dehnungszustand ist die ebene Dehnung, dieser Zustand wird im Modell nicht direkt berücksichtigt und zeigt die Schwäche der konventionellen Materialmodellierung auf. Die aus dem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize resultierenden Fließkurven sind in Bild 24 dargestellt. Die Kurvenverläufe resultieren aus den berechneten Spannungen σ_1 , σ_2 sowie der Vergleichsspannung nach von Mises.

Dabei wird deutlich, dass die Fließkurven in 90° zur Walzrichtung für alle untersuchten Spannungskomponenten auf einem signifikant höheren Niveau im Vergleich zu den Fließkurven in Walzrichtung sind [P13]. Aufgrund der Auswertemethode über die Bestimmung der Probenkrümmung ist eine Analyse des Fließbeginns nicht möglich. Für den DCo6 lassen sich Werte

ab einem Umformgrad von 0,01 reproduzierbar mit geringer Streuung bestimmen. Für eine ganzheitliche Erfassung des Werkstoffverhaltens, vom Fließbeginn an, und da dieser im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize aufgrund der geringen Probenkrümmung nicht zuverlässig auswertbar ist, erfolgen für die Charakterisierung des Fließbeginns Versuche an einem Kreuzzugversuchsprüfstand, der für die Ermittlung von Werkstoffkennwerten unter vergleichbaren Dehnpfaden hin angepasst wird.

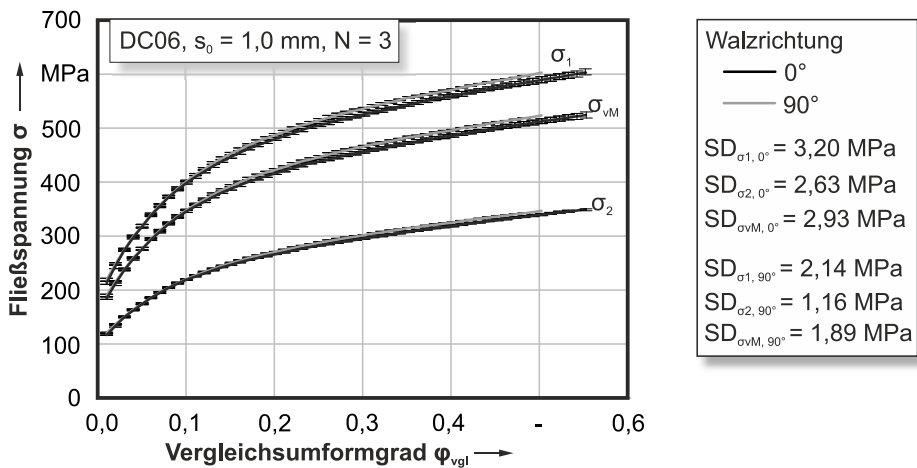


Bild 24: Fließkurve der ersten und zweiten Hauptspannung sowie der Vergleichsspannung nach von Mises über den Vergleichsumformgrad nach von Mises für den Werkstoff DC06 ermittelt im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize

5.3.2 Erarbeitung eines Kreuzzugversuchs zur Ermittlung des Fließbeginns bei zum hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize vergleichbaren Dehnpfaden

Die Notwendigkeit eines weiteren Tests für die Werkstoffcharakterisierung unter ebener Dehnung ergibt sich aus der Evaluationsmethode bei hydraulischer Tiefung mit elliptischer Matrize. Der Fließbeginn kann dabei, bedingt durch die geringe Krümmung im Blech, nicht charakterisiert werden. Um dem begegnen zu können, wird ein Kreuzzugversuchsaufbau [132] dahingehend modifiziert, dass vergleichbare Dehnpfade wie im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize erreicht werden können. Zusätzlich wird eine Probengeometrie untersucht, die eine ideale Formänderung unter ebener Dehnung aufweist. Ziel dieser Untersuchungen ist es, Abweichungen der Fließspannung der unterschiedlichen Dehnpfade zu quantifizieren [P19].

Das Prüfstandkonzept basiert auf einer in z-Achse beweglichen Werkzeugplatte mit aufliegenden Einspannzangen, welche über eine Gelenkkinematik an einer unteren unbeweglichen Tischplatte fixiert sind. Durch die Hubbewegung der Werkzeugplatte entsteht durch die Fixierung der Arme eine Zugkraft an jedem der Einspannzangen. Die Krafteinleitung erfolgt zentral durch einen Antrieb senkrecht zur Probenebene und wird über den Verbindungsmechanismus der Zugarme in zwei Kraftrichtungen aufgeteilt. Durch das Einstellen unterschiedlicher Winkel in der Gelenkkinematik, kann in den Zugachsen eine unterschiedlich starke Dehnungszunahme in einer Zugrichtung generiert werden. Somit können Dehnpfade unter äquibiaxialer oder näherungsweise ebener Dehnung realisiert werden. Die während der Formänderung auftretenden Prüfkraften werden mit vier Kraftmessdosen mit 20 kN Nennkraft charakterisiert. Die Dehnung der Probenmitte wird mit dem optischen Dehnungsmesssystem ARAMIS aufgezeichnet. Unterschiedliche Dehnpfade lassen sich nicht nur durch die Kinematik des Prüfstands realisieren. Zahlreiche Untersuchungen von Kuwabara [137] oder Bruschi et al. [138] zu Probengeometrien zeigen die Relevanz der Probenform für die Werkstoffcharakterisierung im Kreuzzugversuch.

Die Untersuchungen erfolgen anhand von zwei dehnpfadbasierten Zielgrößen. Einerseits soll der Dehnpfad, der in den hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize erzielt wurde, auch bei Kreuzzugproben eingestellt werden [P19]. Andererseits wird die Probenform und der Prüfstand derart angepasst, dass ein idealer ebener Dehnungszustand resultiert. Anhand der zwei ermittelten Kennwerte soll untersucht werden, inwieweit die Fließkurve bei einem Dehnpfad mit näherungsweise ebener Dehnung von Fließkurven unter idealer ebener Dehnung abweicht. Als Ausgangszustand dient die von Merklein und Biasutti [132] publizierte Geometrie, die für äquibiaxiale Dehnungen ausgelegt wurde. Die sich ergebenden Probengeometrien sind in Bild 25 dargestellt.

Für die Erreichung der Zielstellung eines Dehnpfades mit idealer ebener Dehnung (Variante 1) wird eine konkav verlaufende Kontur von Schlitzen in der Probe in Zugrichtung untersucht. Die Form der konkaven Schlitzstruktur und Belastungsverteilung ist dahingehend angepasst, dass quasi ideale ebene Dehnung ($\varphi_2 = 0$) im mittleren Bereich der Probe dominiert. Dazu wird in Querkontraktionsrichtung eine Längung der Probe durch eine Fixierung der Zugarme unterbunden. Bei Untersuchung der Stegbreite in Querkontraktionsrichtung zeigt sich, dass eine Breite in der Probenmitte größer als 2 mm zu einer Hauptformänderung kleiner 3 % führt. Die

Schlitze in den Armen in Zugrichtung dienen der Homogenisierung der Dehnung in Belastungsrichtung. Aufgrund der Probenform werden nur Dehnungen bis zu einem Vergleichsumformgrad von 0,025 erreicht.

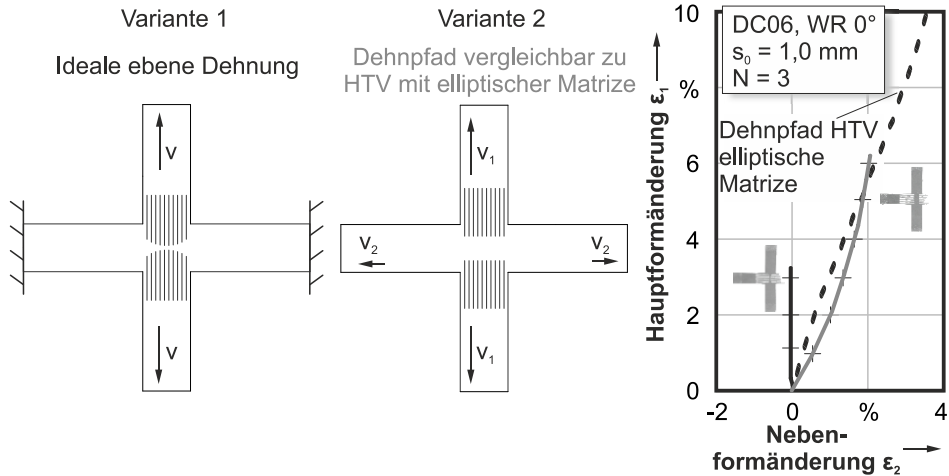


Bild 25: Probengeometrie für ideale ebene Dehnung und analog zu hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrice sowie resultierendem Dehnpfad

Ein vergleichbarer Dehnpfad zu hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrice lässt sich mit der in der Mitte von Bild 25 dargestellten Probenform erreichen. Hierbei ist die Hauptbelastungsrichtung entlang der geschlitzten Arme. Die Nebenformänderung findet in Richtung der ungeschlitzten Arme mit einer geringeren Zuggeschwindigkeit $v_2 < v_1$ statt. Die auf Grundlage dieser Proben und Beanspruchungen resultierenden Dehnpfade sind in Bild 25 rechts dargestellt. Für die ideale ebene Dehnung in schwarz zeigt sich ein senkrecht ansteigender Kurvenverlauf mit keiner signifikanten Nebenformänderung. Einschränkend für diese Geometrie ist die maximal erreichbare Dehnung in der Probenmitte von 3 % bei der die Zugarme versagen. In der zweiten Variante in grau dargestellt, wird eine Hauptformänderung von 6 % erreicht, bevor die Zugarme versagen. Das frühe Versagen in den Zugarmen lässt sich durch den verringerten Querschnitt in diesem Bereich durch die Schlitze erklären. Die resultierenden Streuungen der Hauptformänderungen über die Versuchsreihen sind für beide Probenformen äußerst gering, siehe Bild 25 rechts. Eine mechanische Reduktion der Blechdicke im für die Werkstoffcharakterisierung relevanten Bereich der Probenmitte würde einerseits die erreichbare Dehnung erhöhen, andererseits ist durch die mechanische Bearbeitung ein Einfluss auf die Werkstoffeigenschaften nicht gänzlich ausschließbar. Für die ideale

ebene Dehnung ergeben sich die in Bild 26 dargestellten Verläufe von erster und zweiter Hauptspannung.

Die aus Kreuzzugversuchen resultierenden Spannungsverläufe korrelieren mit den Spannungsverläufen aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize. Die mittlere Differenz der Kurvenverläufe ist mit 4,8 MPa innerhalb der Standardabweichung der jeweiligen Versuche. Auffällig ist der zu Beginn stagnierende Verlauf der zweiten Hauptspannung bei Variante 1. Dies lässt sich durch die vorhandene Vorspannung, die für eine Fixierung der Probe im Werkzeug notwendig ist, erklären. Auch die Fließkurven aus Variante 2 bei annäherungsweise ebener Dehnung in Bild 27 korrelieren mit den Verläufen aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize. In dieser Konfiguration ergibt sich eine mittlere Differenz der Hauptspannungsverläufe von 2,8 MPa. Aufgrund dieser signifikanten Korrelation ist Probenvariante 2 besser geeignet, um den Fließbeginn unter ebener Dehnung zu bestimmen. Der sich ergebende Fließbeginn für beide Hauptspannungen ist $\sigma_1 = 199,4$ MPa und $\sigma_2 = 104,7$ MPa mit einer Standardabweichung von 3,0 MPa im Fließbeginn.

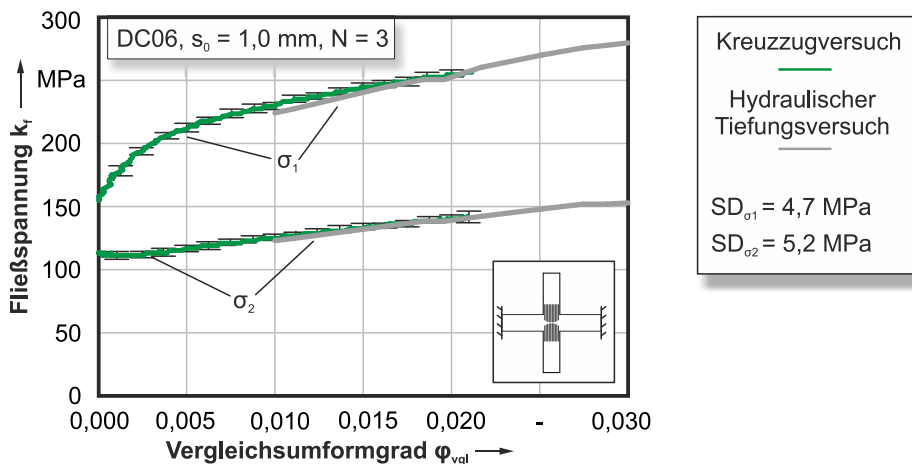


Bild 26: Verläufe von erster und zweiter Hauptspannung bei idealer ebener Dehnung charakterisiert im Kreuzzugversuch

Eine Analyse der resultierenden Standardabweichungen über die Versuchsverläufe hinweg ergibt für Variante 1 einen Mittelwert von 4,4 MPa und 5,2 MPa für die zwei Hauptspannungskomponenten. Im Vergleich dazu ist die Standardabweichung in hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize bei maximal 3,2 MPa. Eine noch höhere Standardabweichung ist bei den Versuchen mit Probenvariante 2 ersichtlich. Grundsätzlich kann

daher die Schlussfolgerung getroffen werden, dass eine robuste Versuchsdurchführung vorzugsweise mit dem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize erfolgen sollte, da die Reproduzierbarkeit der ausgewerteten Fließkurven in diesem Versuch deutlich besser ist. Für eine Bewertung der erarbeiteten Werkstofftests und ermittelten Fließkurven werden zusätzlich Kerbzugversuche durchgeführt. Diese gelten nach dem Stand der Technik als Charakterisierungsversuch für ebene Dehnung.

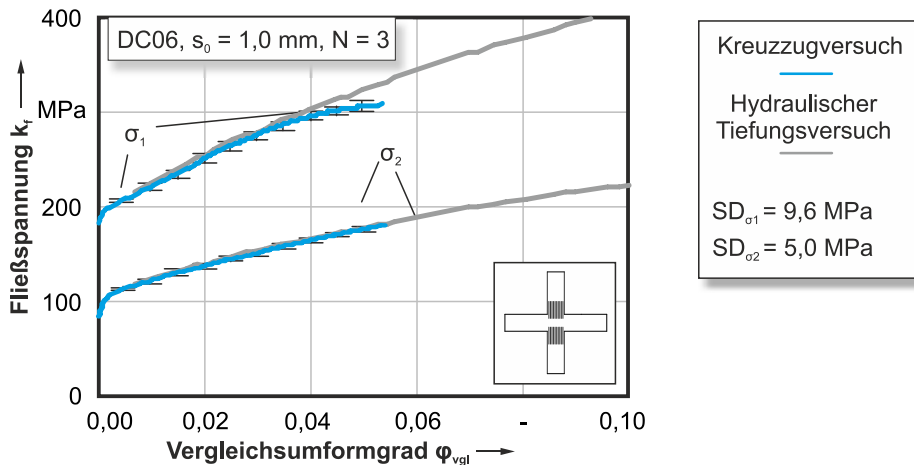


Bild 27: Verläufe von erster und zweiter Hauptspannung bei näherungsweise ebener Dehnung charakterisiert im Kreuzzugversuch

5.3.3 Bewertung der Prüfverfahren bei ebener Dehnung über die resultierende Fließspannung

Für einen Vergleich und Bewertung der in hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize und Kreuzzugversuchen unter ebener Dehnung gewonnenen Kennwerte werden Kerbzugversuche durchgeführt. Die Spannungsberechnung für gekerbte Zugproben erfolgt nach Flores et al. [5] mit einer maximal zulässigen senkrechten Dehnung von 2,0 %. Der Parameter α , für die homogene Länge, wurde auf $\alpha = 0,98$ gesetzt. Die Diskussion und Bewertung der Fließkurven erfolgt anhand von Versuchen in Walzrichtung. Die Ergebnisse aller drei Versuche sind für die erste Hauptspannung in Bild 28 dargestellt. Eine Bewertung der resultierenden Standardabweichung aus allen drei Versuchsarten verdeutlicht die Robustheit des Versuchs und der Auswertemethode des hydraulischen Tiefungsversuchs mit elliptischer Matrize im Vergleich zu Kerbzugversuch und Kreuzzugversuch. Allerdings sind auch die Standardabweichungen der

zwei letztgenannten Versuche auf einem moderaten Level und eine Versuchsdurchführung und Auswertung führt zu validen Kennwerten bei ebener Dehnung. Ein qualitativer Vergleich der Fließkurven ergibt eine sehr gute Überdeckung der Kurven zwischen elliptischem hydraulischen Tiefungsversuch und Kerbzugversuch bis zu einem Umformgrad von 0,08. Oberhalb dieser Formänderung ist das Verfestigungsverhalten im Kerbzugversuch niedriger als bei hydraulischer Tiefung. Ursache ist die Lokalisierung der Dehnung, und der damit verbundenen lokal unterschiedlichen Blechdicke entlang der Umformzone aufgrund der Zugspannungsüberlagerung am Probenrand [185].

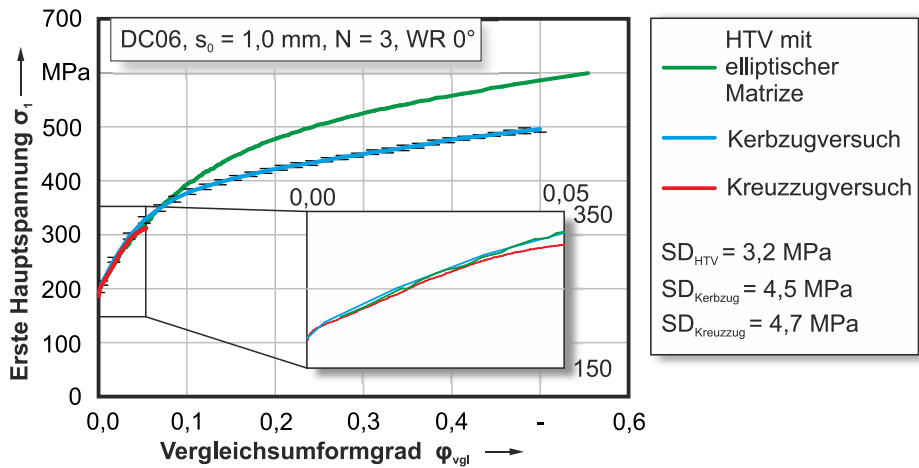


Bild 28: Fließkurven bei ebener Dehnung ermittelt in hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrizie, Kerbzugversuchen und Kreuzzugversuchen

Zur Verdeutlichung sind in Bild 29 optisch ermittelte Dehnungsfelder bei verschiedenen Umformgradstufen dargestellt. Bei Umformgrad 0,05 ist eine relativ homogene Dehnung in der gesamten Umformzone mit Ausnahme eines kleinen Bereichs an den Rändern erkennbar [P19]. Im Gegensatz dazu tritt oberhalb von Umformgrad 0,05 eine signifikante Lokalisierung der Dehnungsfelder für erste und zweite Hauptformänderung mit einer überlagerten Zugbelastung auf. Dies zeigt sich durch die negative zweite Hauptformänderung bei gleichzeitig positiver erster Hauptformänderung. Zusätzlich werden die Dehnungskomponenten in der Blechebene als Grundlage für die Dickenberechnung entlang eines Messfeldes in der Probenmitte ausgewertet. In dieser Umformzone werden lokal unterschiedliche Dehnungswerte gemittelt und führen folglich zu einem zu niedrigen Mittelwert der Dehnung [107]. Die dritte Einflussgröße ist die

anisotrope Verfestigung dieses Werkstoffs, die unter Zugbelastung und unter ebener Dehnung zu einer unterschiedlichen Werkstoffverfestigung führt, wobei die biaxiale Dehnung dieser Werkstoffklasse zu einer höheren Kaltverfestigung führt [193]. Aus diesem Grund, in Kombination mit einer unzureichend präzisen Messung der lokalen Blechdicke, wird die im Kerbzugversuch ermittelte Fließspannung mit einem zu niedrigen Wert ausgegeben. Der Vergleich aller drei Kurven im Beginn der plastischen Formänderung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der Spannungsverläufe bis zu einem Umformgrad von 0,04. Auf dieser Grundlage ist auch der Kerbzugversuch geeignet, die erste Hauptspannungskomponente unter ebener Dehnung zu charakterisieren. Für Kerbzugversuche ist der Fließbeginn 199,9 MPa. Im Vergleich dazu liefert der Kreuzzugversuch einen Fließbeginn von 201,1 MPa, jeweils für die erste Hauptspannung σ_1 . Einschränkend muss für den Kerbzugversuch berücksichtigt werden, dass die zweite Hauptspannungskomponente, die für eine Fließortkurvenmodellierung erforderlich ist, nicht ermittelt werden kann.

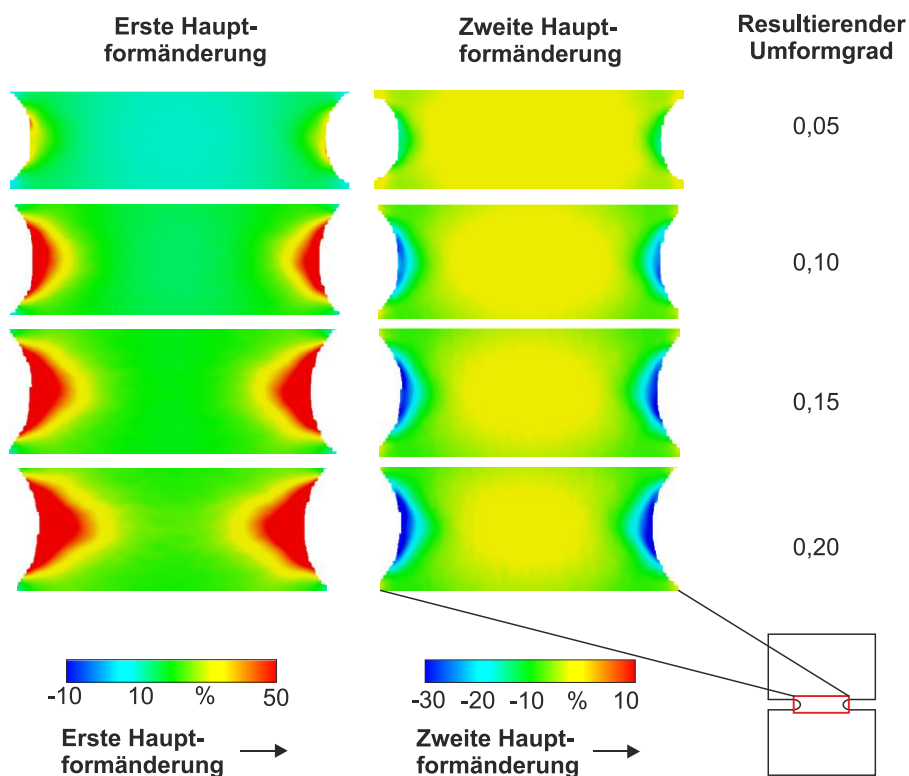


Bild 29: Verteilung von erster und zweiter Hauptformänderung in der Umformzone von Kerbzugproben bei unterschiedlichen resultierenden Umformgradstufen

Auf Grundlage der Analyse der ersten Hauptspannung sind beide erarbeiteten Prüfmethoden - Kreuzzugversuch und hydraulischer Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize - geeignet, um eine Werkstoffcharakterisierung unter ebener Dehnung durchzuführen, da die Abweichung zu dem etablierten Verfahren mit Kerbzugversuchen [185] keine signifikanten Unterschiede in der Fließspannung aufweist. Die Nutzung dieser erarbeiteten Prüfverfahren für die Werkstoffcharakterisierung im Zustand der ebenen Dehnung ist damit möglich. Eine Bewertung der einzelnen Versuche erfolgt auf Grundlage der Kennwerte, die ermittelt werden können, sowie am Aufwand der Probenfertigung und Versuchsauswertung. Darüber hinaus werden die Flexibilität und die Eignung für die Werkstoffmodellierung der drei Versuche in Tabelle 6 kategorisiert. Dies bedeutet, dass je nach Anwendungsfall beziehungsweise je nach benötigtem Werkstoffkennwert ein anderes Prüfverfahren zielführend ist.

Tabelle 6: Bewertung der Prüfverfahren bei ebener Dehnung im Hinblick auf ermittelbare Kennwerte, Flexibilität in der Dehnpfadgestaltung sowie der Eignung für die Fließortkurvenmodellierung

Versuchsart	Kerbzugversuch	HTV (elliptische Matrize)	Kreuzzugversuch
Ermittelte Kennwerte	σ_1, φ medium	$\sigma_1, \sigma_2, \varphi$ groß	$\sigma_1, \sigma_2, \varphi$ klein
Flexibilität bei Dehnpfadvariation	-	-	++
Eignung für Fließortkurvenmodellierung	-	+	+
Aufwand Probenfertigung	-	+	-
Robustheit	o	+	o

Sowohl im Kreuzzugversuch als auch im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize ist die Charakterisierung beider Hauptspannungskomponenten möglich. Im Tiefungsversuch kann die Werkstoffverfestigung bis zum Versagen (φ groß) charakterisiert werden, im Kreuzzugversuch ist die Charakterisierung des Fließbeginns möglich (φ klein). Der Kerbzugversuch ist grundsätzlich geeignet die erste Hauptspannung bis zu

einem Umformgrad von 0,08 für DCo6 zu charakterisieren. Somit lassen sich erste Rückschlüsse auf das Verfestigungsverhalten des zugrundeliegenden Werkstoffs ziehen. Weiterhin ist im Kerbzugversuch eine aufwendige Aufbereitung der Messwerte erforderlich, da sich der Querschnitt durch eine inhomogene Spannungsverteilung in der Kerbe [185] ungleichmäßig ausdünnert. Positiv am Kerbzugversuch ist jedoch, dass ein ideal ebener Dehnungszustand für die Charakterisierung erreicht werden kann. Dies ist auch für den Kreuzzugversuch möglich, wobei in diesem Versuch die Flexibilität für Dehnpfadvariationen mit positiver oder negativer Nebenformänderung leicht einstellbar ist. Im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize ist lediglich ein näherungsweise ebener Dehnungszustand mit positiver Nebenformänderung einstellbar. Weiterhin muss der Aufwand für die Probenfertigung der einzelnen Versuche bewertet werden. Im Kerbzugversuch ist eine aufwändige Nachbearbeitung der Kerbe notwendig, da andernfalls ein frühzeitiges Versagen stattfinden kann. Diese wird durch eine raue Oberfläche durch die dadurch entstehende Kerbwirkung begünstigt. Um diese effektiv zu verhindern, ist ein Überfräsen der Geometrie zu empfehlen. Auch für den Kreuzzugversuch ist die Probenfertigung aufwendig, da die Probenform mit den Schlitzten in den Zugarmen eine Herausforderung an die Fertigung darstellt. Für elliptische hydraulische Tiefungsversuche ist eine aufwendige Probenfertigung nicht notwendig. Es ist ausreichend, eine ringförmige Probe mit 395 mm Durchmesser herzustellen. Fertigungstoleranzen sind dafür nicht zu beachten. Werden alle genannten Aspekte zusammen mit der auftretenden Streuung der resultierenden Fließkurven zusammengefasst, ist der elliptische hydraulische Tiefungsversuch der ideale Versuch für die Werkstoffcharakterisierung bei ebener Dehnung. Dennoch sind sowohl Kreuzzugversuch als auch der Kerbzugversuch geeignet, um die Werkstoffeigenschaften bei ebener Dehnung charakterisieren zu können, jedoch mit eingeschränkter Effizienz.

Bedingt durch das Prüfkonzept ist der ideale ebene Dehnungszustand nicht erreichbar. Um eine weitere Stützstelle in der Fließortkurve zu generieren, ist der Tiefungsversuch aufgrund der Ermittlung von erster und zweiter Hauptspannung gut geeignet, da der ermittelte Punkt direkt im zweidimensionalen Spannungsraum angezeigt werden kann. Dies ist ebenfalls für den Kreuzzugversuch möglich. Der Kerbzugversuch bietet diese Möglichkeit nicht. Es kann lediglich eine Schranke für die erste Hauptspannung definiert werden, die die Fließortkurve im Punkt der größten ersten Hauptspannung nicht überschreiten darf. Dies lässt sich als senkrechte Linie im Diagramm der Fließortkurve im Hauptspannungssystem darstellen, siehe Bild 30. Eine direkte Anwendung für die Fließortkurvenmodellierung

ergibt sich aus der ersten Hauptspannungskomponente nur begrenzt in dem Umfang, dass die Fließortkurve die ermittelte Fließspannung in Kerbzugversuchen tangential berühren muss. Die Höhe der zweiten Hauptspannung ergibt sich lediglich aus der Kontur der Fließfläche und muss dem realen Werkstoffverhalten nicht entsprechen. Dieser Versuch ist daher für die Modelparameteridentifikation des Spannungsraumes nicht geeignet.

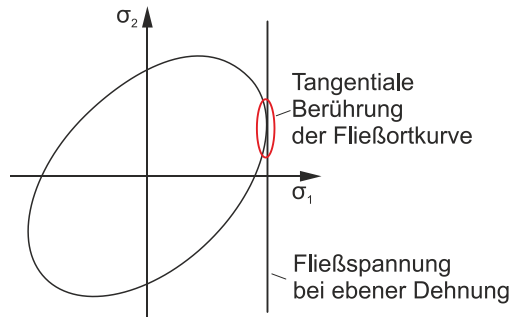


Bild 30: Schematische Darstellung der ersten Hauptspannung in Kerbzugversuchen

5.4 Ableitung von Methoden zur ganzheitlichen Beurteilung des plastischen Werkstoffverhaltens

Ziel der Kennwertermittlung ist eine Datengrundlage, mit der ein Werkstoffmodell mit hoher Abbildungsgenauigkeit identifiziert werden kann. Für ein Verständnis des plastischen Werkstoffverhaltens werden richtungs-, dehnungs- und belastungsartabhängige Eigenschaften der Kennwerte analysiert. Diese sind in Bild 31 schematisch dargestellt.

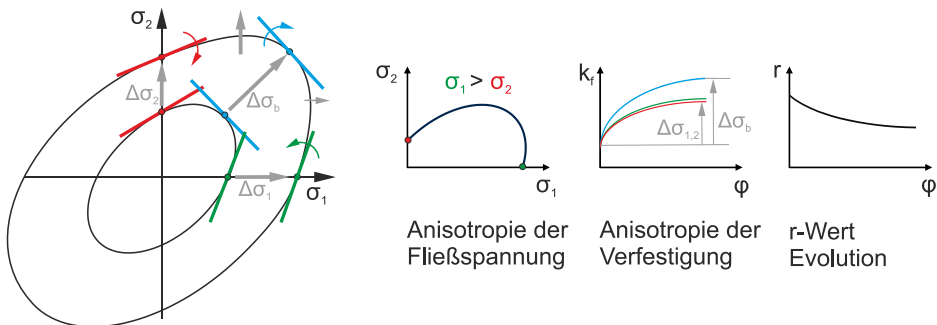


Bild 31: Schematischer Einfluss der Distorsionsverfestigung auf die Fließortkurvenform

Im Einzelnen handelt es sich um die Anisotropie der Fließspannung, die Belastungsartabhängige Verfestigung sowie die Umformgradabhängigkeit

der Werkstoffanisotropie. Diese Mechanismen zusammen ergeben die in Bild 31 links dargestellte Verzerrung der Fließfläche im zweidimensionalen Spannungsraum. Die Anisotropie der Fließspannung äußert sich in einem Unterschied zwischen erster und zweiter Hauptspannung. Das belastungsartabhängige Verfestigungsverhalten zeigt sich durch eine unterschiedlich starke Kaltverfestigung je nach Belastungsart und -richtung.

Mit der Erkenntnis, welche dieser Mechanismen in Abhängigkeit des Werkstoffs auftreten, beziehungsweise dominieren, können werkstoffabhängig geeignete Modellierungsstrategien abgeleitet werden. Die Grundlage dafür bilden die Ergebnisse aus uniaxialen Zugversuchen, äquibiaxialen Versuchen und die Ergebnisse unter ebener Dehnung sowie bei Scherbeanspruchung. Für den DCo6 sind die Fließkurven in Bild 32 und die r -Wert Verläufe dieser Versuche in Bild 33 zusammengestellt.

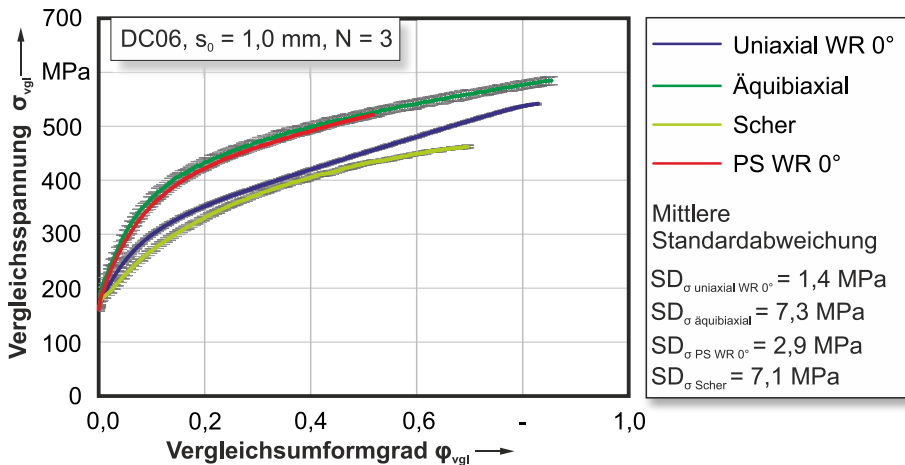


Bild 32: Fließkurven des Werkstoffs DCo6 bei unterschiedlichen Belastungsarten

Bei einer Analyse der Fließkurven zeigt sich ein anisotropes Verfestigungsverhalten, da bei äquibiaxialer und ebener Dehnung die Kaltverfestigung stärker ausgeprägt ist als unter uniaxialer Beanspruchung [193]. Für diese beiden Belastungen sind die Fließkurven auf einem vergleichbaren Niveau ohne signifikante Abweichungen jedoch signifikant oberhalb der Fließkurven unter uniaxialer Zug- und Scherbelastung. Der Verlauf der Fließspannung bei Scherbeanspruchung weist die geringste Kaltverfestigung auf. Aufgrund der Verzerrung der Fließfläche in Richtung der äquibiaxialen Beanspruchung mit steigendem Umformgrad wird der zweite und vierte Quadrant der Fließfläche weniger stark expandiert, was sich in der geringeren Zunahme der Scherfließspannung widerspiegelt. Zusätzlich ist der Fließbeginn bei Zugversuchen in unterschiedlichen Orientierungen zur

Walzrichtung nicht gleich. Dies ist charakteristisch für einen anisotropen Werkstoff [220]. Im Fließbeginn gilt $\sigma_{90} > \sigma_0$ wobei sich ab einem Umformgrad von 0,03 das Verhältnis umkehrt und $\sigma_0 > \sigma_{90}$ gilt, siehe Bild 9. Das für Zugversuche in 0° und 90° zur Walzrichtung unterschiedliche Einschwingverhalten der senkrechten Anisotropie unterhalb eines Umformgrads von 0,03 erklärt die unterschiedliche Fließspannung und das unterschiedliche Verfestigungsverhalten in Zugversuchen. Eine Erklärung der unterschiedlich stark ausgeprägten Verfestigung, je nach Belastungsart und Belastungsrichtung, ist die Rotation der Kristallstruktur bei plastischer Formänderung [208]. Je nach Belastung führt dies zu einer unterschiedlichen Aktivierung weiterer Gleitsysteme und damit verbunden zu einem reduzierten Kraftbedarf für die weitere Formänderung.

Für den DCo6 sind die Verläufe der senkrechten Anisotropie für alle untersuchten Orientierungen zur Walzrichtung nach einer Einschwingphase bis Umformgrad 0,03 stetig fallend, siehe Bild 33. Das Einschwingverhalten der senkrechten Werkstoffanisotropie ist für Versuche in 90° signifikant stärker ausgeprägt als bei Versuchen in Walzrichtung. Aufgrund dieser starken Änderung des Fließverhaltens aus der Blechbreitenrichtung bis zu einem Umformgrad von 0,03 ist eine Parameteridentifikation für Fließortkurvenmodelle im Fließbeginn abzurufen und bei höheren Dehnungen anzustreben, da sich das Fließverhalten unterhalb dieses Wertes signifikant vom Fließverhalten bei höheren Umformgraden unterscheidet.

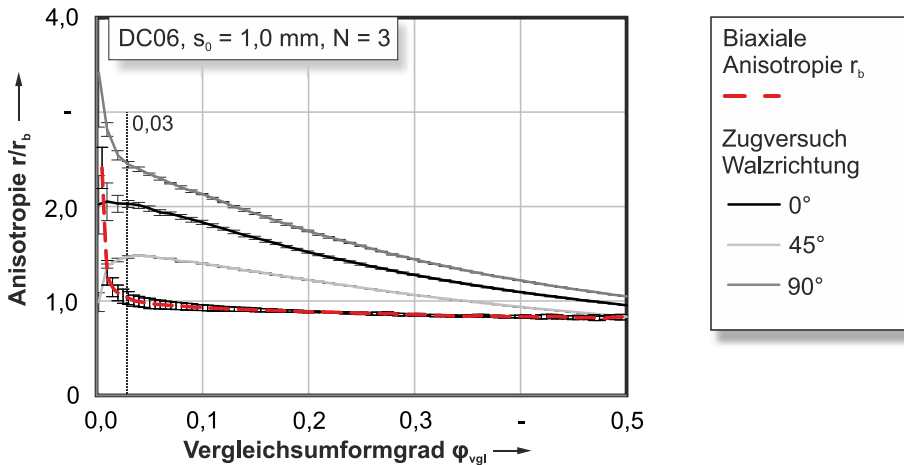


Bild 33: Verlauf der uniaxialen und biaxialen Werkstoffanisotropie über dem Vergleichsumformgrad

Begründet wird auch die dehnungsabhängige r-Wert Evolution mit der Rotation der Kristallstruktur bei plastischer Formänderung und der damit

verbundenen Aktivierung zusätzlicher Gleitsysteme [208]. Für die Anisotropiekennwerte erfolgt konventionell eine Mittelwertbildung zwischen Umformgrad 0,02 und 0,2. Dieser Empfehlung kann auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse nicht gefolgt werden. Zielführend ist es, eine dehnungsabhängige Implementierung vorzunehmen, zumindest aber einen Mittelwert erst oberhalb einer plastischen Formänderung von 0,03 Umformgrad umzusetzen.

Für Versuche unter ebener Dehnung ergibt sich ein konträrer Verlauf der Fließkurven von Versuchen in 0° und 90° zur Walzrichtung. Bei dieser Belastungsart ist die Fließspannung bei Versuchen in 90° zur Walzrichtung stets oberhalb der Fließspannung von Versuchen in Walzrichtung, siehe Bild 24. Ursache für das konträre Werkstoffverhalten bei uniaxialer Zugbeanspruchung und ebener Dehnung ist einerseits die anisotrope Verfestigung, die sich in Abhängigkeit der Orientierung und Beanspruchungsart in einer unterschiedlich stark ausgeprägten Kaltverfestigung zeigt [193]. Andererseits spielt die Evolution der uniaxialen und biaxialen Anisotropie, in Bild 33 dargestellt, eine entscheidende Rolle, da der r -Wert als Steigung im entsprechenden Spannungspunkt in die Fließortkurve eingeht.

Für den Bereich der ebenen Dehnung ergibt sich somit in Richtung der zweiten Hauptspannung eine mit steigendem Umformgrad höhere prognostizierte Fließspannung als in Richtung der ersten Hauptspannung [P13]. Die Änderung der Anisotropie, sowohl der uniaxialen als auch der biaxialen, führt zu einer Änderung der Steigungen in den jeweiligen Fixpunkten. Bei einem kleiner werdenden Wert der Anisotropie ergibt sich die in Bild 31 dargestellte Rotation der Fließflächennormalen in rot, grün und blau. Diese führt im Bereich der ebenen Dehnung in σ_1 Richtung zu einer geringeren Zunahme der Fließspannung als in σ_2 Richtung, da sich die Rotationsrichtungen im Bereich der ersten Hauptspannung addieren und den Bereich der ebenen Dehnung entgegen der Expansionsrichtung verschieben. Im Bereich der zweiten Hauptspannung wirken die Rotationsrichtungen von uniaxialer und biaxialer Anisotropie gegenläufig und führen somit zu einer geringeren Verschiebung entgegen der Expansionsrichtung.

Um weiterführend werkstoffübergreifend Rückschlüsse auf die Qualität der Abbildungsgenauigkeit von Werkstoffmodellen ziehen zu können, erfolgt eine Untersuchung der Übertragbarkeit der beschriebenen Zusammenhänge der Werkstoffkennwerte auf andere Werkstoffklassen am Beispiel der Werkstoffe AA5182 und DP600. Dafür werden die erarbeiteten Methoden und Versuche zur Werkstoffcharakterisierung auf diese Werk-

stoffe angewendet. Die Fließkurven unter Zugbelastung, Scherbeanspruchung, äquibiaxialer sowie bei ebener Dehnung sind für diese Werkstoffe in Bild 34 dargestellt. Für den Aluminiumwerkstoff AA5182 zeigt sich eine isotrope Verfestigungszunahme über alle Versuche hinweg. Die Mittelabweichung über die vier Versuche beträgt $4,0 \pm 1,3$ MPa und liegt damit oberhalb der Standardabweichungen der vier Versuchsreihen und ist somit signifikant. Dies bedeutet, dass der Werkstoff zwar eine Spannungsanisotropie aufweist, jedoch nicht anisotrop verfestigt.

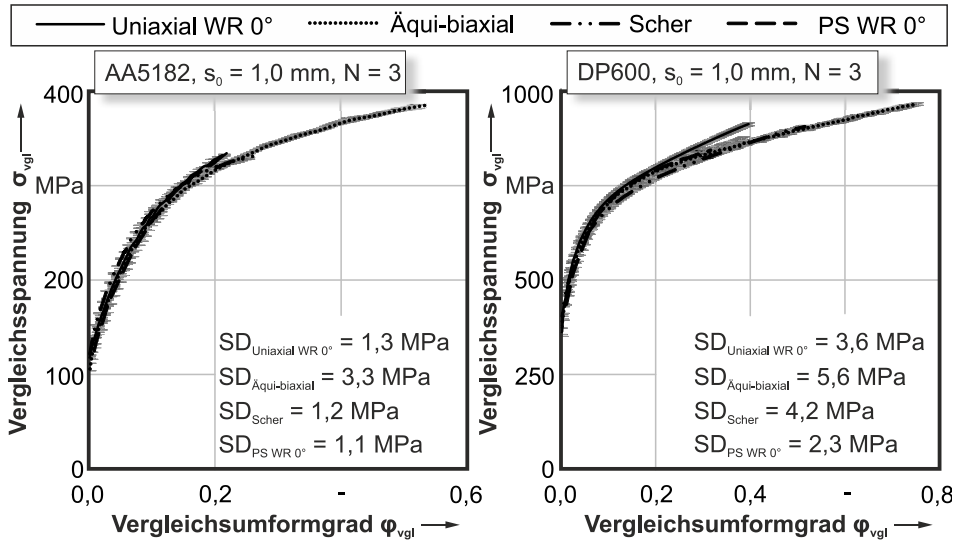


Bild 34: Fließkurven der Werkstoffe AA5182 und DP600 bei unterschiedlichen Belastungsarten

Nach Untersuchungen von Stoughton und Yoon weist dieser Werkstoff ein in Abhängigkeit des Spannungszustands unterschiedliches Verfestigungsverhalten bei hohen Formänderungen auf [221]. Bei diesen Untersuchungen wird jedoch nicht darauf eingegangen, mit welcher Auswertemethode ein Umformgrad im Zugversuch von 0,5 für diesen Aluminiumwerkstoff ermittelt wurde. Bis zu einem Vergleichsumformgrad von 0,2 sind die Fließkurven aus Versuchen mit uniaxialer und biaxialer Dehnung vergleichbar und spiegeln die Ergebnisse der Arbeit von Stoughton und Yoon wieder. Der DP600 weist ein geringfügig ausgeprägtes richtungsabhängiges Verfestigungsverhalten auf, was sich in der stärker steigenden Fließkurve bei Zugbelastung widerspiegelt. Die Fließkurven mit zweiachsiger Beanspruchung sind auf einem vergleichbaren Niveau. Die Mittelabweichung aller vier Fließkurven beträgt $9,9 \pm 2,7$ MPa. Neben der Fließspannung ist auch die

senkrechte Anisotropie eine Kenngröße für die Bewertung der Umformgradabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften. Die resultierenden r -Werte aus Zugversuchen und aus Schichtstauchversuchen sind in Bild 35 für die Werkstoffe AA5182 und DP600 zusammengestellt.

Der Werkstoff AA5182 zeigt einen konstanten Verlauf der Anisotropie in Zug- und Schichtstauchversuchen nach einer Einschwingphase. Diese Einschwingphase führt bei äquibiaxialer Belastung zu einer starken Streuung der biaxialen Anisotropie zu Beginn der plastischen Formänderung. Diese Streuung ist für die uniaxiale Anisotropie nicht erkennbar, eine robuste Versuchsauswertung im Zugversuch ist somit für den AA5182 möglich.

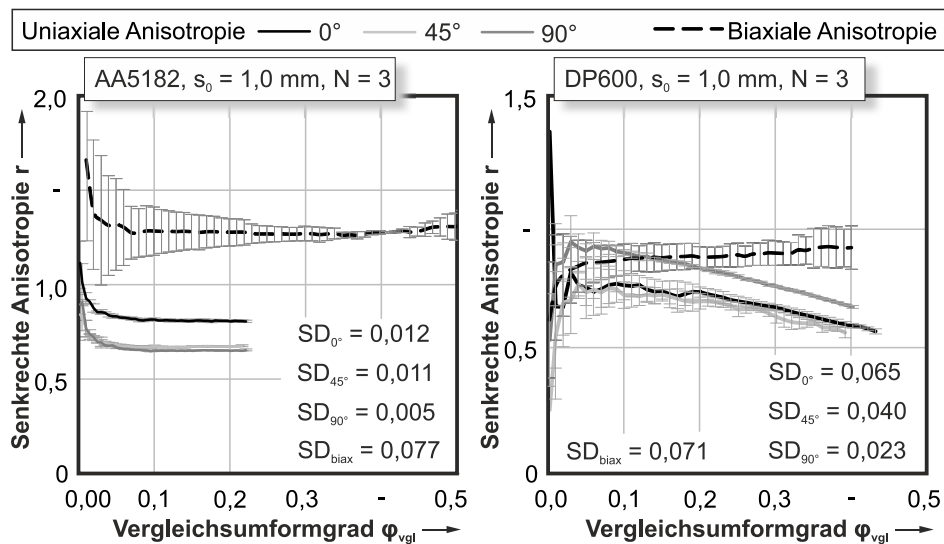


Bild 35: Verlauf der uniaxialen und biaxialen Werkstoffanisotropie über dem Vergleichsumformgrad der Werkstoffe AA5182 und DP600

Bei uniaxialer Belastung sind die Werte der Anisotropie unterhalb von 1. Dies bedeutet eine Stoffflussrichtung aus der Blechdicke. Die biaxiale Anisotropie ist mit einem Mittelwert von 1,25 signifikant oberhalb von 1. Im zweidimensionalen Spannungsraum führt dieser Wert zu einer Betonung der Spannung bei ebener Dehnung in Richtung der ersten Hauptspannung σ_1 . Der Werkstoff DP600 hat eine senkrechte Anisotropie, die bei uniaxialer Belastung nach einer Einschwingphase stetig fällt. Im Vergleich zu DC06 (Reduktion um 65%) ist dieser Unterschied mit einer Reduktion um 24% jedoch wesentlich schwächer ausgeprägt, weshalb von einer moderaten Umformgradabhängigkeit gesprochen werden kann. Die Verläufe der Anisotropie sind stets unterhalb von 1, weshalb der Werkstofffluss bei plastischer Formänderung vermehrt aus der Blechdickenrichtung stattfindet.

Im Gegensatz zur Anisotropie bei Zugbelastung ist der r -Wert bei äquibiaxialer Belastung stetig ansteigend und ist bei hohen Umformgraden (größer 0,4) nahe an 1,0. Daher wird der Stofffluss bei dieser Belastungsart mit steigender Formänderung isotroper. Eine Analyse der Streuung der Wiederholversuche zeigt eine moderate Standardabweichung für alle Versuchsreihen. Diese bedeutet, dass eine Versuchsdurchführung für diesen Werkstoff zu validen Werkstoffkennwerten mit hoher Reproduzierbarkeit führt.

Gefolgert werden kann daraus, dass die Fließspannungen bei ebener Dehnung in 0° und 90° mit steigendem Umformgrad eine geringere Differenz aufweisen als im Fließbeginn. Zum Nachweis der Hypothese, dass der biaxiale r -Wert und die Fließspannung bei ebener Dehnung in 0° und 90° Orientierung zur Walzrichtung sich gegenseitig beeinflussen, sind die jeweiligen Fließkurven für die Werkstoffe AA5182 und DP600 in Bild 36 dargestellt.

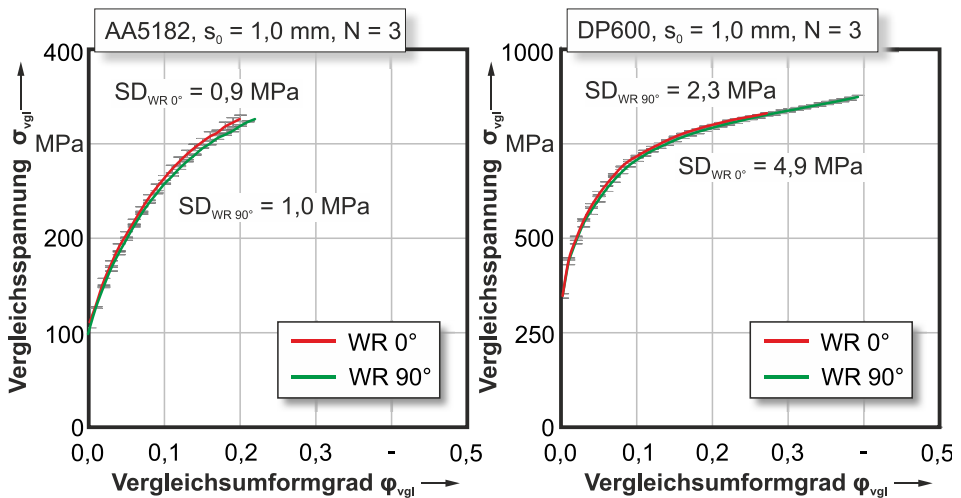


Bild 36: Fließkurven der Werkstoffe AA5182 und DP600 bei ebener Dehnung in unterschiedlichen Orientierungen zur Walzrichtung

Für den Aluminiumwerkstoff, der einen mittleren biaxialen r -Wert von $r_b = 1,25$ aufweist, ergibt sich eine signifikant höhere Fließspannung in Walzrichtung. DP600 zeigt dagegen eine signifikant höhere Fließspannung bei Versuchen in 90° Orientierung zur Walzrichtung. Dieser Werkstoff hat einen mittleren r_b -Wert von 0,86. Auf dieser Grundlage kann der Zusammenhang zwischen der biaxialen Anisotropie und dem anisotropen Fließverhalten bei ebener Dehnung bestätigt werden. Es gilt:

$$r_b > 1 \rightarrow \sigma_{PS_1} < \sigma_{PS_2} \text{ und } r_b < 1 \rightarrow \sigma_{PS_1} > \sigma_{PS_2}$$

Weiterhin ist auffällig, dass die Differenz der Fließspannungen bei ebener Dehnung stärker divergiert, wenn der Wert der biaxialen Anisotropie sich bei steigender Formänderung vom isotropen Verhalten ($r_b = 1,0$) entfernt. Dies gilt sowohl für den DCo6 (Bild 24) als auch für den AA5182 (Bild 36). Im Gegensatz dazu nähert sich der r_b -Wert bei DP600 dem isotropen Fall bei steigendem Umformgrad an. Für diesen Werkstoff ist die steigende Divergenz zwischen den Fließkurven bei 0° und 90° nicht erkennbar. Das richtungsabhängige Grenzformänderungsvermögen lässt sich auch in dem im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize ermittelten Verfestigungsverhalten erkennen. Nach DIN EN ISO 12004-2:2008 [205] erfolgt die Ermittlung der Grenzformänderungskurve in der werkstoffspezifisch schwächeren Richtung. Dies ist im Fall von Aluminium in Walzrichtung und im Fall von Stahlwerkstoffen entgegen der Walzrichtung. Dieses Werkstoffverhalten lässt sich auch in den ermittelten Fließkurven aller drei Versuchswerkstoffe feststellen. Für DCo6 in Bild 24 sowie DP600 in Bild 36 ist das Formänderungsvermögen bei Versuchen in Walzrichtung stärker ausgeprägt. Im Gegensatz dazu zeigt der Aluminiumwerkstoff AA5182 ein höheres Formänderungsvermögen bei Versuchen entgegen der Walzrichtung.

Um die ermittelten umformgradabhängigen Kennwerte in ein Modell überführen zu können, erfolgt eine werkstoffabhängige Klassifizierung der einzelnen Kennwerte im Hinblick auf eine Relevanz für die Abbildung. Zusammenfassend sind diese Ergebnisse in Tabelle 7 eingeordnet.

Tabelle 7: Bewertung der Versuchswerkstoffe anhand der Änderung über den Umformgrad für relevante Werkstoffkennwerte

Werkstoff	Uniaxiale r-Wert Evolution	Biaxiale r-Wert Evolution	Anisotrope Verfestigung
AA5182	< 5 %	< 5 %	< 5 %
DCo6	> 200 %	15 %	> 20 %
DP600	30 %	10 %	5 %

Der Aluminiumwerkstoff weist ein anisotropes Werkstoffverhalten auf, jedoch keine ausgeprägte Umformgradabhängigkeit der Werkstoffkennwerte. Im Gegensatz dazu ist die Umformgradabhängigkeit des Stahls DCo6 für alle Werkstoffkennwerte signifikant. Sowohl die anisotrope Verfestigung als auch die Evolution von uniaxialer und biaxialer Anisotropie

führen zu sich ändernden Kennwerten mit zunehmender plastischer Deformation. Für die Anisotropie-Kennwerte trifft dies auch auf den Dualphasenstahl DP600 zu. Diese Kennwerte ändern sich moderat, die Verfestigung ist jedoch belastungsartabhängig mit 5 % maximaler Differenz zwischen den Fließkurven vergleichbar stark ausgeprägt.

5.5 Zusammenfassende Beurteilung des plastischen Werkstoffverhaltens

Das Werkstoffverhalten unterschiedlicher Werkstoffklassen weist jeweils charakteristische Merkmale auf. Ziel ist es daher, werkstoffklasse-übergreifende Mechanismen zu identifizieren und einzuordnen. Als Grundlage dafür dienen spannungs- und dehnungsbasierte Kennwerte aus Zugversuchen, unter biaxialer Dehnung, Scherdehnung und ebener Dehnung. Hierfür werden Prüf- und Evaluationsmethoden erarbeitet und validiert, um Werkstoffkennwerte über das gesamte Dehnungsspektrum charakterisieren zu können. Eine Relevanz der Umformgradabhängigkeit wurde für den Tiefziehstahl DCo6 identifiziert. Ebenfalls signifikante Änderungen der Kennwerte über den Umformgrad zeigt der DP600, bezogen auf die Werkstoffanisotropie. Eine geringe, nicht signifikante Umformgradabhängigkeit der Fließspannungen zeichnet den Aluminiumwerkstoff AA5182 aus. Neben den verfestigungs- und umformgrad-abhängigen Mechanismen ist der biaxiale Zugspannungsbereich bei ebener Dehnung ein einflussnehmender Kennwert auf die Prognosegüte von numerisch gerechneten Umformprozessen. Gerade im Hinblick auf Versagen und damit auf Machbarkeitsstudien ist die ebene Dehnung relevant. Grund hierfür ist das minimale Formänderungsvermögen [77] und die starke Blechausdünnung [41] in diesem Dehnungszustand. Es zeigt sich, dass die ebene Dehnung in Walzrichtung und senkrecht dazu nicht der Werkstoffanisotropie in Zugversuchen entsprechen muss, sondern überwiegend mit dem Verlauf der biaxialen Anisotropie korreliert. Die Fließspannung bei ebener Dehnung wird in der überwiegenden Zahl an Modellen nicht berücksichtigt [41]. Ursache dafür ist der Mangel an Prüfverfahren, welche die Werkstoffeigenschaften unter dieser Belastung für beide Hauptspannungsrichtungen charakterisieren können. Der standardmäßig durchgeführte Kerbzugversuch bietet lediglich die Möglichkeit, die erste Hauptspannung unter Zuhilfenahme von heuristischen Annahmen zu charakterisieren. Mit den in dieser Arbeit erarbeiteten Prüfverfahren ist es möglich, beide Hauptspannungskomponenten bei ebener Dehnung für eine Materialmodellierung bereitzustellen. Daraus ergibt sich die Möglichkeit, eine erhöhte Anzahl an Werkstoffkennwerten in ein Modell zu inte-

grieren. In welchem Umfang sich eine Verbesserung in der numerischen Abbildung des realen Werkstoffverhaltens und damit verbunden eine Steigerung der Prognosegüte numerisch gerechneter Blechumformoperationen, soll weiterführend untersucht werden.

Aus Anwendersicht ergeben sich somit Möglichkeiten aber auch Herausforderungen für eine effiziente Werkstoffcharakterisierung. Einerseits muss dafür die resultierende Standardabweichung jeder Versuchsreihe bewertet werden. Diese Streuung ist allerdings für alle im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchsreihen auf einem sehr guten bis guten Niveau. Als kritischster Versuch muss in diesem Kontext der Kreuzzugversuch mit modifizierter Probengeometrie und modifiziertem Belastungszustand genannt werden. Anhand dieses Aspektes ist eine Werkstoffcharakterisierung bei höherem Umformgrad oberhalb von 0,05 erstrebenswert. Begründung dafür ist die valide Auswertung von äquibiaxialen hydraulischen Tiefungsversuchen oberhalb dieses Grenzwertes [165]. Somit reduziert sich der Versuchsaufwand auf drei robust durchführbare Versuche (Zugversuch, HTV rund und HTV elliptisch). Die Charakterisierung im Fließbeginn kann dadurch im biaxialen Spannungsbereich entfallen. Dieses Vorgehen ist auch im Hinblick auf die Probenfertigung erstrebenswert, da der Aufwand für die Herstellung von scheibenförmigen Blechprüfkörpern wesentlich zeit- und kostensparender möglich ist, als die aufwändige spanende Nachbearbeitung von Kerbzug- oder Kreuzzugproben. Für einen Übergang von der realen Welt der Werkstoffcharakterisierung hin zur virtuellen Welt der FE Analyse und für ein ganzheitliches Verständnis der Werkstoffcharakterisierung und -modellierung soll weiterführend untersucht werden, wie sich die Berücksichtigung der Kennwerte, auch bei höheren Formänderungen auf die numerische Prozessauslegung mit FE Methoden auswirkt. Auf Grundlage der erkannten Werkstoffeigenschaften und Effekte soll daher weiterführend eine Fließortkurvenmodellierung erfolgen, um die Werkstoffeigenschaften in numerischen Simulationen realitätsnah abbilden zu können. Im Fall des Dco6 führt eine im Fließbeginn generierte Fließortkurve bei hohen Umformgraden zu einem hohen Fehler in der Abbildungsgenauigkeit der modellierten Fließspannung und der experimentell ermittelten Werkstoffeigenschaften. Dies äußert sich in Simulationen in einer falschen Zuordnung von Dehnungszuständen und damit verbunden auch einer falschen Zuordnung von Spannungszuständen bei hohen Formänderungen. Gerade der für Werkstoffversagen und damit für die Machbarkeitsanalyse relevante Zeitbereich von Umformprozessen ist in diesem Fall nur ungenügend präzise abbildbar. Es soll daher untersucht werden,

inwieweit sich evolutionär entwickelnde Kennwerte sowie die Fließspannung bei ebener Dehnung, die numerische Abbildungsgenauigkeit von Prozessen positiv oder negativ beeinflussen.

6 Sensitivitätsanalyse der Eingangsparameter auf die numerische Bauteilprognose

Experimentell ermittelte Werkstoffkennwerte bilden die Grundlage zur Identifikation von Modellparametern der zugrundeliegenden Werkstoffmodelle. Je nach Werkstoffklasse sind die einzelnen Verfestigungsmechanismen wie beispielsweise Distorsionsverfestigung oder die Evolution der senkrechten Anisotropie unterschiedlich stark ausgeprägt. Um werkstoffabhängige Handlungsempfehlungen für die Werkstoffcharakterisierung und -modellierung ableiten zu können, erfolgt zunächst eine numerische Sensitivitätsanalyse, um zu untersuchen, inwieweit ein sich ändernder Werkstoffkennwert signifikant Einfluss auf die numerische Bauteilprognose nimmt. Mit den in Kapitel 5 experimentell ermittelten Werkstoffkennwerten des Werkstoffs DCo6 wird eine Fließortkurve mit dem Modell Yld2000-2d und einer konventionellen Identifikationsstrategie definiert. Die Modellparameteridentifikation erfolgt über eine Minimierung des Fehlers zwischen Modell und den acht Kennwerten. Die Eingangsparameter sind in Tabelle 8 dargestellt.

Tabelle 8: Werkstoffkennwerte für die konventionelle Parameteridentifikation des Modells Yld2000-2d für den Werkstoff DCo6

Kennwert	σ_0 in MPa	σ_{45} in MPa	σ_{90} in MPa	σ_b in MPa	r_0	r_{45}	r_{90}	r_b
	166,1	174,0	173,9	183,5	1,79	1,37	2,10	0,80

Die spannungsbasierten Kennwerte entsprechen dem Fließbeginn in der Prüf- und Belastungsrichtung. Die Anisotropiekenngrößen bei uniaxialer Zugbelastung sind im Bereich von 0,02 bis 0,2 Umformgrad als konsolidierter Mittelwert identifiziert. Die biaxiale Anisotropie resultiert aus einer taktilen Vermessung der Schichtstauchproben nach 50 % Stauchung. Die resultierende Fließortkurve ist in Bild 37 dargestellt. Auf Grundlage der Kennwerte in Tabelle 8 erfolgt die Identifikation von weiteren Fließortkurven durch eine Variation jeweils eines Eingangsparameters um $\pm 10\%$, siehe Bild 37. Durch die Verschiebung jeweils eines Aufpunktes wird die Fließortkurve in einem Punkt verzerrt. Die separierte Änderung aller für die Fließortmodellierung benötigten Kennwerte um 10 % erfolgt auf Grund von zwei Aspekten. Bei einer geringeren Variation der Kenngrößen besteht die Gefahr, dass die Änderung mit dem Rauschen der hinterlegten Kurven

verschimmt und eine definitive Aussage zur Sensitivität nicht möglich ist. Eine größere Variation der Kennwerte, beispielsweise 20 %, kann zu Verzerrungen der Fließortgeometrie führen, die weitere Werkstoffkennwerte mit beeinflusst und es zu Überlagerungseffekten kommen kann, was wiederum Aussagen zur Sensitivität einzelner Spannungszustände in der numerischen Prognose negativ beeinflusst.

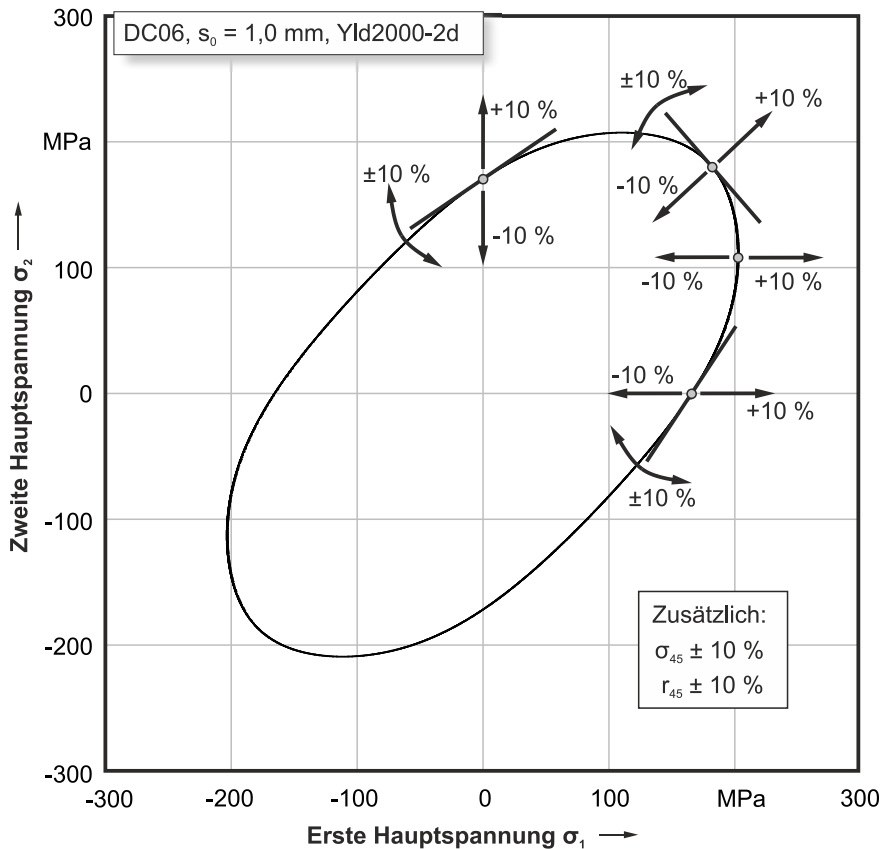


Bild 37: Fließortkurve des Werkstoffs DCo6 identifiziert mit konventionell ermittelten Eingangskenngrößen

Der Bereich der ebenen Dehnung wurde im Stand der Forschung als relevant im Hinblick auf Werkstoffversagen [77] und Abbildungsqualität [76] der Simulation identifiziert. Aus diesem Grund wird auch dieser Spannungswert um 10 % variiert. Da dies mit dem Materialmodell Yld2000-2d nicht direkt möglich ist, erfolgt die Modellvariation durch eine Variation des Fließortexponenten des Modells [P6]. Dieser beschreibt die Rundheit der Fließortkurve, siehe Bild 38. Mit einer Änderung des Exponenten an-

dert sich die prognostizierte Fließspannung bei ebener Dehnung maßgeblich, während die Aufpunkte bei uniaxialer und äquibiaxialer Fließspannung auf gleichem Niveau bleiben. Aus der konventionell ermittelten Fließortkurve ergeben sich die Hauptspannungswerte $\sigma_1 = 202,6$ MPa und $\sigma_2 = 113,6$ MPa. Diese werden im nächsten Schritt um 10 % vergrößert und verringert. Der Fließortexponent wird dahingehend optimiert, dass der Fehler zwischen modellierter Fließspannung und Zielwert minimal ist. Das Vorgehen zur Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung in das Modell Yld2000-2d ist schematisch in Bild 38 dargestellt [P6].

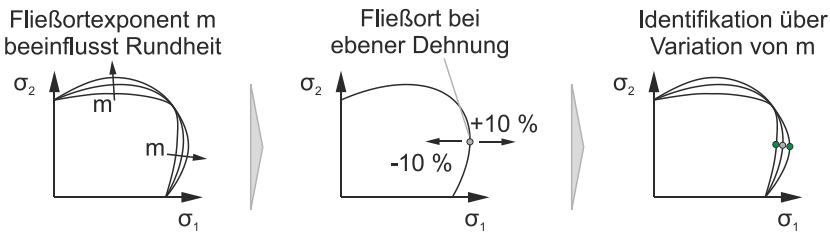


Bild 38: Optimierung des Fließortexponenten für die Abbildung von Spannungswerten bei ebener Dehnung im Materialmodell

Insgesamt ergeben sich somit für die Sensitivitätsanalyse neben der Grundsimulation 18 weitere Simulationen, denen variierte Fließortkurven zu Grunde liegen. Weitere Modellparameter wie Reibung, Verfestigungsverhalten und Prozessparameter werden konstant gehalten, um den Einfluss des Materialmodells separiert untersuchen zu können.

Für die Analyse der Sensitivität der Eingangsgrößen auf relevante Ergebnisgrößen wie Spannungszustand und Blechausdünnung des numerisch berechneten Bauteils, wird mit jedem ermittelten Fließort eine numerische Simulation des in Abschnitt 4.2.8 beschriebenen Kreuznapfbauteils durchgeführt. Einflüsse der Werkstoffkennwerte auf die numerische Prognose können somit durch einen Abgleich zwischen den Ergebnisgrößen der Simulation mit konventionell ermittelter Fließortkurve und den Simulationen mit variiertem Fließort quantifiziert werden. Für die Simulation mit konventionell ermitteltem Materialmodell ergeben sich die in Bild 39 abgebildeten numerisch prognostizierten Spannungszustände, dargestellt über die elementbezogene Triaxialitätskennzahl η . Bei Klassifizierung des Bauteils in Bezug zu dominierenden Spannungszuständen ergeben sich im Flanschbereich überwiegend Scheranteile (1, 2) bis hin zu uniaxialen Druckspannungen. Im Bereich des tiefgezogenen Bauteils ergeben sich hauptsächlich uniaxiale bis hin zu biaxialen Zugspannungen. Ein für uniaxiale Zugspannung charakteristischer Bereich ist in der Zarge (3) der langen Bauteilseite. Oberhalb dieser Zone dominiert die ebene Dehnung (4).

Dieser Zustand tritt überwiegend in Bereichen auf, in denen die Stempelkantenrundung in die Zarge übergeht. Aufgrund des minimalen Formänderungsvermögens dieses Dehnungszustands wird ein Bauteilversagen überwiegend dort erwartet. An der Stempelkantenrundung in den Übergangsradien der langen (5) und kurzen (6) Kreuzseite herrschen biaxiale Zugspannungen vor. Aufgrund des Absteckens des Halbzeugs unter dieser Belastung wird die stärkste Blechausdünnung in dieser Zone erwartet. An der Zarge im Übergangsbereich von langer zu kurzer Seite zeigen sich Areale mit biaxialer Druckspannung (7). Dies bedeutet, dass auch die Modellgüte im dritten Quadranten Einfluss auf die prognostizierte Bauteilgeometrie hat. An den ausgewählten charakteristischen Spannungsbereichen (1-7) erfolgt weiterführend die Analyse der prognostizierten Blechdicke.

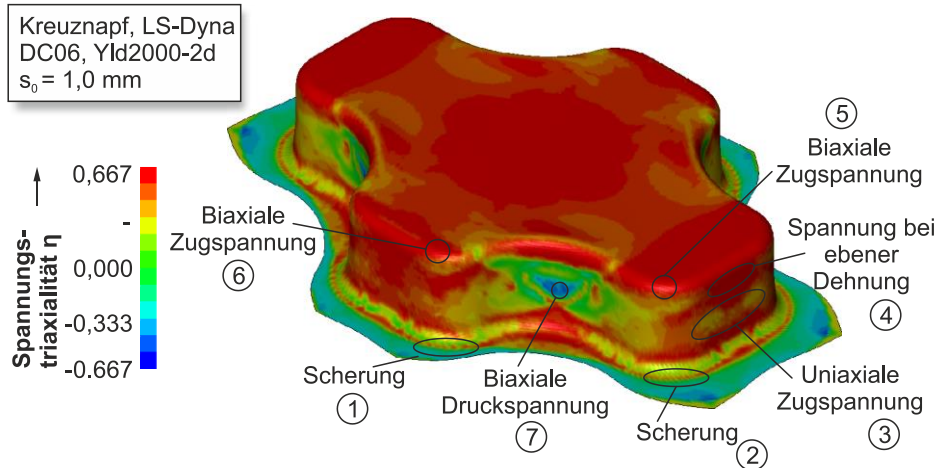


Bild 39: Resultierende Spannungsverteilung einer numerischen Berechnung mit konventionell identifiziertem Materialmodell Yld2000-2d

Bei Analyse der Blechdickenverteilung in Bild 40 ergibt sich eine lokale Ausdünnung vor allem im Bereich der Stempelkantenrundungen sowohl in der langen als auch der kurzen Achse, auf 0,85 mm in der kurzen Seite und 0,77 mm in der langen Kreuzseite. Ursache dafür sind die geometriebedingt hohen Umformgrade durch das biaxiale Abstrecken. Der Bereich der ebenen Dehnung zeigt eine resultierende minimale Blechdicke von 0,89 mm. Weiterhin sind Blechaufdickungen auf 1,08 mm im Flanschbereich unter Scherbelastung erkennbar. Der Druckspannungsanteil der Schubbelastung führt dabei zu einer Vergrößerung der Blechdicke. Dies bedeutet, dass der Werkstoff nicht vollumfänglich in die Tiefziehform nachfließt. Es folgt daraus, dass diese Zonen durch die Aufdickung eine lokal höhere Niederhalterspannung erfahren. Dies führt zu einer stärkeren Blechrückhaltung des

Flansches in diesen Zonen. Da kein Werkstoff nachfließen kann, dünnt der Werkstoff im Flansch stärker aus. In einem realen Prozess ist dies unerwünscht, weil der Werkstofffluss aus dem Flanscbereich das Umformvermögen im Prozess steigert. Die Bewertung biaxialer Druckspannungen durch eine Analyse der Blechdicke ist nicht zielführend, da keine Ausdünnung stattfindet. Die dennoch auftretende Blechdickenreduktion auf 0,87 mm ergibt sich aus der Dehnungshistorie der ausgewerteten Elemente. Diese zeigt zu Beginn der Formänderung eine uniaxiale Zugbeanspruchung, die zu einer initialen Ausdünnung dieser Elemente führt. Ein Einflussfaktor der biaxialen Druckspannungen wird in der Ablösung des Bleches vom Stempelboden oberhalb der Zone mit biaxialer Druckspannung sichtbar, siehe Bild 41.

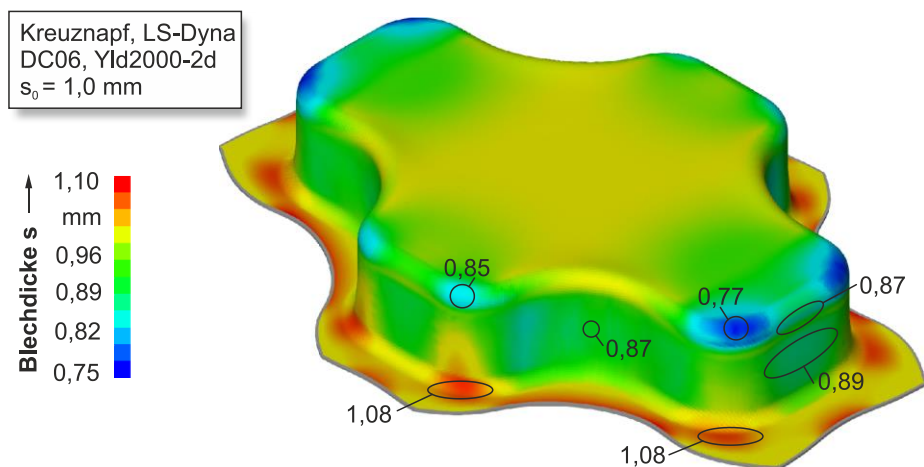


Bild 40: Blechdickenverteilung des numerisch berechneten Kreuznapfbauteils mit konventionell identifiziertem Materialmodell Yld2000-2d

Die Elemente mit biaxialer Druckspannung führen zu einem nach außen gerichteten in Bild 41 mit Pfeilen visualisierten Schub. Durch Stempel und Matrize sowie Flansch und Niederhalter ist ein Werkstofffluss zur Seite und Richtung Flansch nicht möglich. Daher wird der Werkstoff nach oben gedrückt und löst sich lokal um 1,5 mm vom Stempel ab. Auf Grundlage der Ergebnisgrößen Blechdicke und Bauteilgeometrie erfolgt eine Bewertung der Einflüsse in den identifizierten charakteristischen Spannungszuständen durch Variation der uniaxialen und biaxialen Kennwerte um jeweils 10 %.

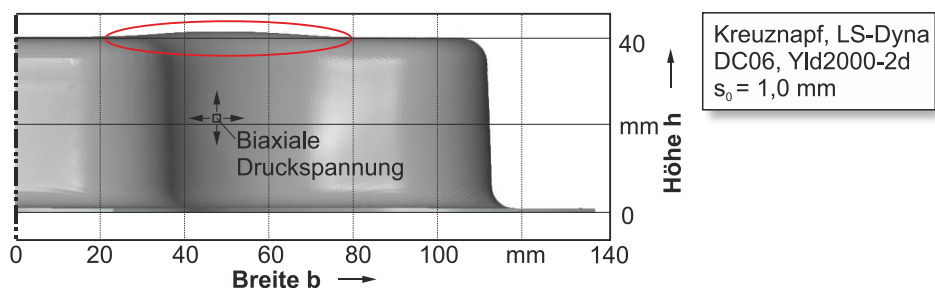


Bild 41: Seitliche Ansicht der Endgeometrie des numerisch berechneten Kreuznapfbauteils mit konventionell identifiziertem Materialmodell Yld2000-2d

Variation der uniaxialen Kennwerte im Materialmodell

Bei Variation der im Fließortmodell hinterlegten Kennwerte um $\pm 10\%$ ergeben sich die in Bild 42 dargestellten Änderungen der Blechdicke. Separiert untersucht wird dabei die uniaxiale Zugspannung, sowohl in Walzrichtung als auch in 45° und 90° zur Walzrichtung.

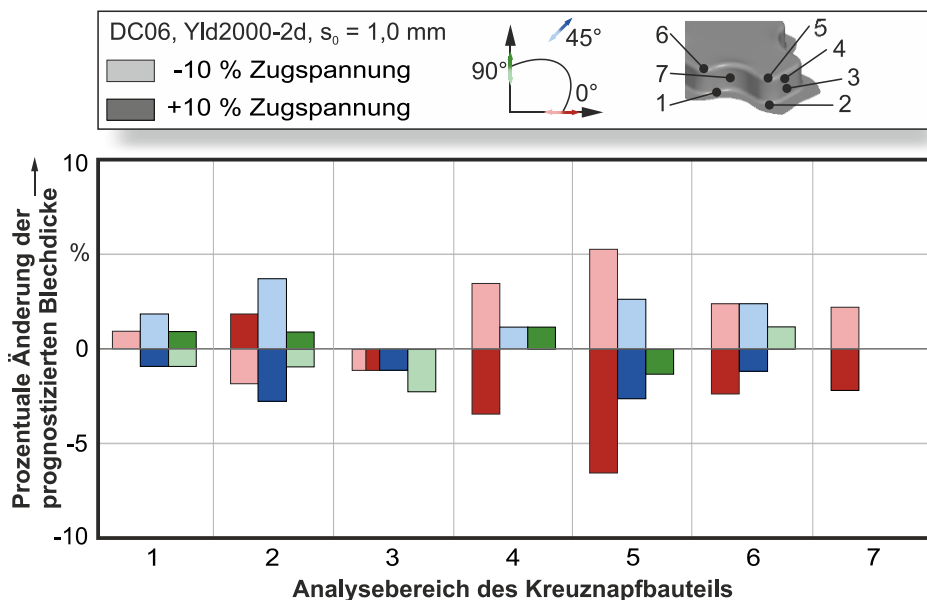


Bild 42: Prozentuale Änderung der Blechdickenverteilung bei Variation der uniaxialen Fließspannungen für den Werkstoff DC06

Dargestellt ist dabei die prozentuale Änderung der prognostizierten Blechdicke bei einem Vergleich zum numerisch gerechneten Bauteil mit konventionellem Materialmodell. Eine Erhöhung der Zugspannung im Modell ist mit Volltonfarbe dargestellt, in Pastelltönen sind die Änderungen bei redu-

zierterer Fließspannung visualisiert. Eine weitere Unterteilung nach Walzrichtung ist farblich gekennzeichnet. Rot entspricht der Walzrichtung, in blau sind Variationen der Spannung in 45° zur Walzrichtung dargestellt und grün steht für die Fließspannung senkrecht zur Walzrichtung. Weiterhin sind die Ergebnisse für die in Bild 39 definierten charakteristischen Bauteilbereiche separiert dargestellt. Bei Auswertung der Einflüsse bedingt durch eine Variation der uniaxialen Fließspannung in Walzrichtung zeigen sich vor allem im Bereich biaxialer Dehnungen (sowohl bei äquibiaxialer in Bereich 5 als auch bei ebener Dehnung in Bereich 4) Änderungen der Blechdicke um mehr als 3 % entlang der Zarge der langen Kreuzseite. Durch eine angenommene Festigkeitszunahme in Zugrichtung im Vergleich zur biaxialen Spannung fließt der Werkstoff weniger stark in den Bereichen der uniaxialen Zugspannung. Im Bereich der Zarge entsteht dadurch eine stärkere Rückhaltung des Bleches. Aufgrund der geometriebedingten Oberflächenvergrößerung durch den Umformprozess muss der Werkstoff stärker im umliegenden Bereich fließen. Dies führt zu einer Erhöhung des Umformgrades im Bereich der ebenen Dehnung in der Stempelkantenrundung oberhalb des Bereichs uniaxialer Spannungen. Eine Ausdünnung des Blechs auf 0,77 mm ist die Folge. Bei einer niedrigeren prognostizierten uniaxialen Fließspannung in Walzrichtung findet eine geringere Blechausdünnung in der Stempelkantenrundung (0,84 mm) statt, da eine höhere Umformung in Bereichen uniaxialer Zugspannung stattfindet, siehe Bild 43.

Ein Vergleich der Variantensimulationen zeigt einen Vergleichsumformgrad von 0,32 bei einer niedrigeren Fließspannung (-10 %) und einen Vergleichsumformgrad von 0,25 bei höherer uniaxialer Fließspannung (+10 %) jeweils im Bereich der Zarge. Durch den größeren Bereich mit hoher Formänderung in der Zarge bei der Simulation mit verringerter uniaxialer Fließspannung (rechts) führt zu einer geringeren Blechrückhaltung und in der Stempelkantenrundung somit zu einer geringeren Dehnung. Dies ist in Bild 43 mit Pfeilen verdeutlicht. Im Gegensatz dazu führt eine geringere Dehnung in der Zarge zu einer stärkeren Blechrückhaltung dort und wiederum zu einer stärkeren Dehnung in der Stempelkantenrundung. Ein identisches Resultat, dass die modellierte Fließspannung negativ mit dem Umformgrad und damit wiederum positiv mit der resultierenden Blechdicke korreliert, bestätigen Lazarescu und Banabic [103]. Dieser Effekt lässt sich bei Änderung der Fließspannung in 90° zur Walzrichtung nicht an der langen Kreuzseite erkennen. Beide Simulationen zeigen eine identische

resultierende Blechdicke von 0,76 mm in der Stempelkantenrundung. Ursache dafür ist die Orientierung des Blechhalbzeugs, sodass Walzrichtung und Zugrichtung in 0° entlang der langen Kreuzseite ausgerichtet sind.

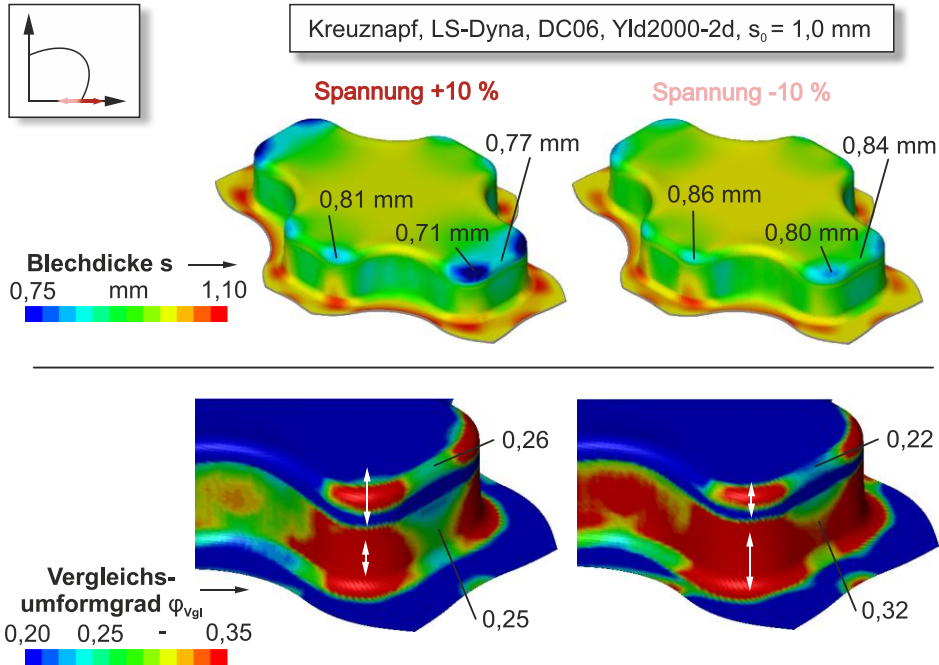


Bild 43: Resultierende Blechdickenverteilung bei Variation der uniaxialen Zugspannung in Walzrichtung sowie die lokale Umformgradverteilung

Bei einer Analyse der kurzen Kreuzseite dominiert geometriebedingt der Einfluss der Zugspannung in 90° zur Walzrichtung. Jedoch ist der Einfluss aufgrund der im Mittel 10 % niedrigeren Formänderung im Bereich der Zarge nicht in gleichem Umfang relevant. Dies zeigt sich in einer nur geringen Änderung der Blechdicke in diesem Bereich von 0,05 mm. Bei Analyse der Simulationen mit Variation der Fließspannung in 45° zur Walzrichtung ist die stärkere Ausdünnung bei einer höheren modellierten Fließspannung weniger stark ausgeprägt als bei Variation der Fließspannung in Walzrichtung. Lediglich im Bereich des Flansches zeigt sich eine hohe Sensitivität dieses Spannungswertes in Bezug auf die resultierende Blechausdünnung.

Ein weiterer Unterschied der prognostizierten Bauteilgeometrie wird bei einer Untersuchung der Geometrie deutlich. In Bild 44 sind dafür die Abweichungen zur Geometrie mit konventionell identifiziertem Materialmodell dargestellt. Durch den biaxialen Druck im Bereich der Zarge zwischen

den Kreuzarmen wie in Bild 41 erläutert, erfolgt eine Aufwölbung des Bleches vom Stempelboden je nach Höhe des Umformgrades in diesem Bereich. Nach Bild 43 ist dieser Vergleichsumformgrad signifikant höher bei einer reduzierten uniaxialen Fließspannung. Dies führt zu einer mehr als 0,2 mm größeren Aufwölbung am Napfboden. Umgekehrt führt die im Modell angenommene höhere Fließspannung zu einer im Maximum 0,2 mm geringeren Aufwölbung.

Bei Variationen der uniaxialen Anisotropiekenngrößen um jeweils 10 % ist keine signifikante Änderung der Blechdicke erkennbar. Die maximale Änderung der Blechdicke beträgt in dieser Untersuchungsreihe 0,01 mm. Auch in dieser Analyse ist die Blechdicke in der langen Kreuzseite sensibler auf eine Veränderung der Eingangswerte im Materialmodell, insbesondere für die Eingangsgröße der Anisotropie in Walzrichtung. Grund dafür ist die stärkere plastische Deformation in dieser Richtung, die zu einer höheren Blechausdünnung führt und somit geringfügige Unterschiede stärker hervorhebt. Da die Ergebnisse jedoch nur sehr begrenzt voneinander abweichen, kann davon ausgegangen werden, dass eine moderate r-Wert Evolution, wie beispielsweise bei DP600, keinen Einfluss auf die numerische Bauteilprognose nimmt und somit bei der Werkstoffmodellierung nicht berücksichtigt werden muss.

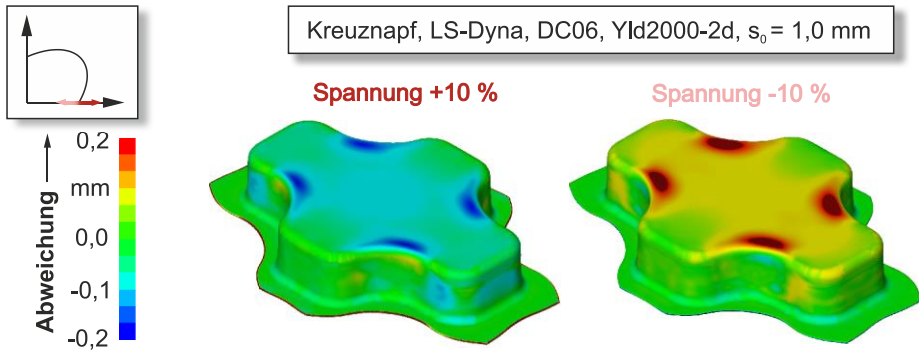


Bild 44: Abweichung der numerisch berechneten Bauteilgeometrie bei Variation der uniaxialen Zugspannung in Walzrichtung

Aus diesen Ergebnissen lässt sich ableiten, dass der Eingangsparameter der Zugspannung in Walzrichtung überwiegend einen Einfluss auf die prognostizierte Blechdicke unter biaxialer Zugbelastung hat. In diesen Zonen ergeben sich Unterschiede der Blechdicke von über 10 %. Eine höhere uniaxiale Zugspannung führt zu einer geringeren Formänderung in diesem Spannungszustand. Dies hat zur Folge, dass die umliegenden Bereiche stärker beansprucht werden. Somit ist eine korrekte Abbildung des uniaxialen

Fließverhaltens maßgeblich relevant für eine korrekte Bauteilprognose. Eine um 10 % falsche Fließspannung führt bereits zu signifikanten Abweichungen in der Endgeometrie und bei versagenskritischen Bauteilen zu Fehleinschätzungen bezüglich der Machbarkeit. Bezogen auf die in Kapitel 5 ermittelten Werkstoffeigenschaften ist dies für den Werkstoff DCo6 relevant, da für diesen Werkstoff eine richtungsabhängige Verfestigung in Abhängigkeit der Walzrichtung identifiziert wurde.

Variation der biaxialen Kennwerte im Materialmodell

Die Variation der äquibiaxialen Fließspannung sowie der Fließspannung bei ebener Dehnung um jeweils 10 % führt zu den in Bild 45 dargestellten numerisch berechneten Blechdickenverteilungen. Bei einer erhöhten modellierten äquibiaxialen Fließspannung, in grün dargestellt, zeigt sich eine höhere Blechdicke in den für Versagen kritischen Bereichen der Stempelkantenrundung der Bereiche 4, 5 und 6. Ursache dafür ist der lokal höhere Spannungswert, der diesen Elementen unter äquibiaxialer Belastung zugeordnet wird und eine Fließbehinderung darstellt. Diese führt zu einem 6,5 % höheren Umformgrad im Bereich uniaxialer Zugbelastung in der Zarge.

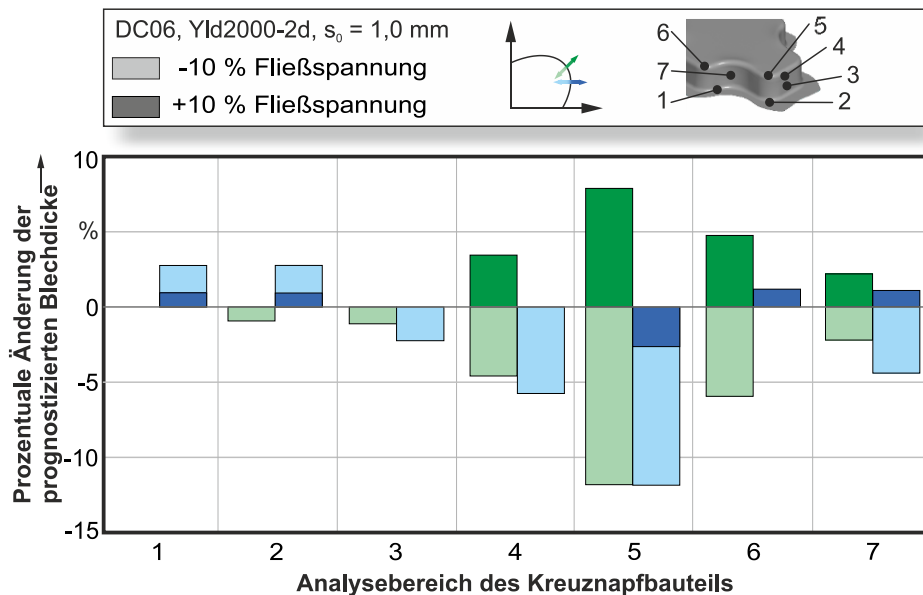


Bild 45: Prozentuale Änderung der Blechdickenverteilung bei Variation der uniaxialen Fließspannungen für den Werkstoff DCo6

Weiterhin führt die geringere Formänderung im Bereich äquibiaxialer Zugspannungen zu einem Vergleichsumformgrad oberhalb von Umformgrad

0,5 im Bereich der Zargenrundung, siehe Bild 46. Dieser Bereich ist bei niedrigerer Vergleichsdehnung im biaxialen Bereich deutlich stärker und großflächiger ausgeprägt als bei der geringeren modellierten äquibiaxialen Fließspannung. Ein Vergleich der Absolutwerte der Bauteildicke ergibt einen Wert von 0,67 mm für die 10% niedrigere modellierte Fließspannung und einen Wert von 0,82 mm bei 10% erhöhter Fließspannung. Eine vergleichbare Sensitivität der Blechdicke im Bezug zur äquibiaxialen Fließspannung für eine runde Bauteilgeometrie zeigten Lazarescu und Banabic [103]. Im Gegensatz dazu ist die Blechausdünnung in Bereichen der ebenen Dehnung kaum durch die sich ändernde äquibiaxiale Fließspannung beeinflusst. Es ergibt sich ein Unterschied von 0,01 mm in beiden Simulationen. Signifikant ist jedoch die resultierende Formänderung im Bereich der Stempelkantenrundung, siehe Bild 46. Die sich ergebenden Umformgradwerte von 0,22 hoher angenommener Fließspannung und 0,27 bei niedrigerer Fließspannung belegen die Notwendigkeit einer korrekten Werkstoffmodellierung. Durch die Variation der biaxialen Zugspannung im Modell verändert sich auch der dritte Quadrant, der den Bereich der biaxialen Druckspannungen darstellt. Dies betrifft vorwiegend Bereiche im Flansch. Die Analyse dieser Zonen ergibt keine signifikante Beeinflussung. Ursache ist ein vorwiegend uniaxialer Druckspannungszustand. Dieser ist durch die gespiegelte Stützstelle identisch zu der bei uniaxialer Zugbelastung. Lediglich Bereiche mit biaxialen Druckspannungen reagieren sensitiv. Dieser Spannungszustand ist jedoch bei Tiefziehprozessen nicht dominant.

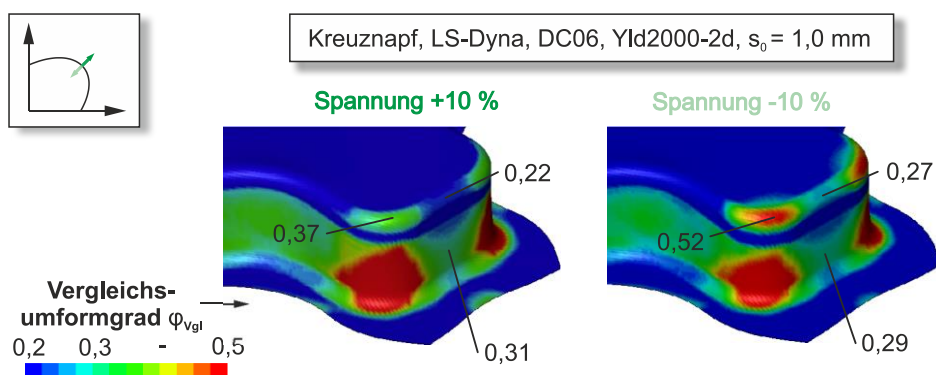


Bild 46: Resultierende lokale Umformgradverteilung bei Variation der modellierten äquibiaxialen Fließspannung

Die Variation der Fließspannung bei ebener Dehnung führt zu der in Bild 45 in blau dargestellten prozentualen Blechdickenänderung. Diese ist überwiegend in den Bereichen biaxialer Dehnungen, sowohl äquibiaxiale als auch ebene Dehnung erkennbar. Zusätzlich zeigt sich eine Sensitivität

auch im Bereich biaxialer Druckspannungen. Dies ist über die symmetrische Kontur der Fließfläche im ersten und dritten Quadranten erklärbar. Eine optische Auswertung der Blechdickenverteilungen in Bild 47 verdeutlicht die starke Ausdünnung im Bereich der äquibiaxialen Dehnung der langen Achse des Bauteils von 0,74 mm auf 0,68 mm. Zusätzlich verändert sich der Ort der geringsten Blechdicke von der Stempelkantenrundung hin zum Übergangsbereich zur Zarge (weißer Pfeil). Dieser Übergangsbereich ist noch kritischer im Hinblick auf Werkstoffversagen zu bewerten, da dort überwiegend Spannungszustände mit näherungsweise ebener Dehnung vorherrschen, vgl. Bild 39, und zu einer deutlich stärkeren Ausdünnung führen.

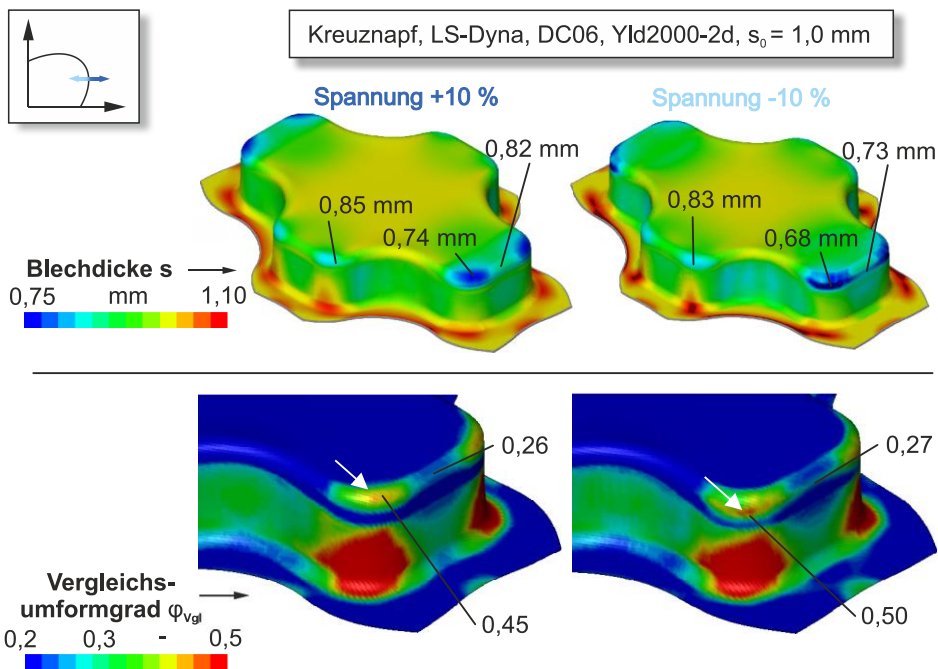


Bild 47: Blechdickenverteilung bei Variation der Fließspannung bei ebener Dehnung sowie die lokale Umformgradverteilung

Auch im Bereich ebener Dehnung in der Stempelkantenrundung verändert sich die Blechdicke von 0,82 mm auf 0,73 mm bei Reduktion der modellierten Fließspannung. Vergleichbar zum äquibiaxialen Bereich ist eine räumliche Verschiebung des Minimums der Blechdicke ersichtlich. Begründet wird dies mit den vergleichbaren Umformgradwerten von 0,26 (bei +10 % Fließspannung) und 0,27 (bei -10 % Umformgrad). Diese führen zu der signifikant unterschiedlichen Blechdickenreduktion im simulierten Bauteil. Dies in Kombination mit dem minimalen Formänderungsvermögen bei

ebener Dehnung führt dazu, dass numerisch ausgelegte Prozesse als fehlerhaft klassifiziert werden [77], wenngleich der Realprozess möglich wäre oder umgekehrt Prozesse als machbar eingestuft werden, obwohl die zugrundeliegenden Bauteile nicht umformtechnisch herstellbar sind. Die Analyse des Flanschs ergibt eine höhere Aufdickung bei reduzierter modellierter Fließspannung im Bereich von Schubspannungen über den Wert von 1,10 mm hinaus. Erklärt wird dies über die variierte Fließortkurvengeometrie, mit einem eckigeren Verlauf bei reduzierter Fließspannung unter ebener Dehnung. Daraus ergibt sich, bedingt durch die zugrundeliegende Modellierungsmethode, auch eine Änderung der Rundheit im zweiten und vierten Quadranten. Dies führt zu einer niedrigeren modellierten Schubfließspannung. Die Variation der biaxialen Anisotropie r_b hat keinen erkennbaren Einfluss auf die resultierende Blechdickenverteilung. Allerdings sind geringfügige Änderungen des resultierenden Umformgrads im Bereich der Stempelkantenrundung von 0,01 detektierbar. Ein Vergleich mit der Grenzformänderungskurve des hinterlegten Werkstoffs (Bild 7) macht deutlich, dass auch eine Änderung von 0,01 im Bereich der leicht positiven zweiten Hauptformänderung bereits 2,6 % des Formänderungsvermögens dieser Belastungsart entsprechen und somit bereits für technologisch komplizierte Bauteile am Rande der Fertigungsmöglichkeiten zu fehlerhaften Prognosen führen können. Grund für diesen Effekt ist die Verzerrung der Fließortkurve durch die sich ändernde Steigung im Punkt der äquibiaxialen Fließspannung, siehe Bild 48.

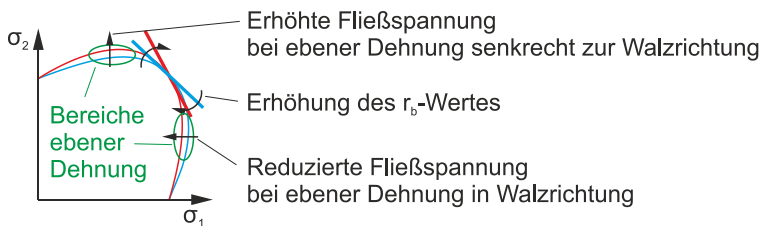


Bild 48: Schematischer Einfluss der biaxialen Anisotropie r_b auf die prognostizierte Fließspannung bei ebener Dehnung

Ändert sich der r_b -Wert, führt das zu einer Winkeländerung [41] und wie in Bild 48 verdeutlicht, zu einer Veränderung des Verhältnisses der Fließspannungen bei ebener Dehnung sowohl in Walzrichtung als auch in 90° dazu. Aus diesem Grund besitzt auch die Modellierung der biaxialen Anisotropie eine Relevanz in Bezug zur Abbildungsgenauigkeit des Materialmodells.

Zusammenfassende Beurteilung des Einflusses der Werkstoffkennwerte auf die numerische Simulation

Basierend auf den erkannten Wirkzusammenhängen der Einfluss- und Sensitivitätsanalyse hat die modellierte Fließfläche im biaxialen Spannungsbereich den größten Einfluss auf die resultierende prognostizierte Blechdickenverteilung. Bereits ein Fehler der Fließspannung im Modell von 10 % führt zu einer Blechdickenänderung von bis zu 10 %. Auch eine fehlerhafte Modellierung der uniaxialen Zugspannung verändert die prognostizierte Blechdicke um bis zu 6 % und die Endgeometrie um bis zu 0,2 mm. Aufgrund dieser Sensitivität ist eine präzisere Modellierung vor allem für Werkstoffe, die ein anisotropes oder spannungszustandsabhängiges Verfestigungsverhalten aufweisen relevant. Für diese Werkstoffe ändern sich die Verhältnisse der Spannungskomponenten über den Umformgrad. Dies führt zwangsläufig zu einem Fehler in der Werkstoffabbildung für alle Spannungskomponenten außer der uniaxialen Zugspannung in Walzrichtung. Diese wird über die Verfestigungsmodellierung korrekt abgebildet. In den auf einer isotropen Verfestigung basierenden Folgefließortkurven entstehen dadurch Fehler in der Größenordnung von 10 %, siehe beispielsweise Bild 16, in diesem Fall für die äquibiaxiale Fließspannung. Die durch die Variation der Modellparameter hauptsächlich beeinflussten Spannungszustände sind äquibiaxiale Fließspannung und die Fließspannung bei ebener Dehnung. Grundsätzlich zeigt die Variation der Fließspannung starken Einfluss auf die biaxialen Bereiche. Eine Erhöhung der Fließspannung führt zu einer Erhöhung der Bauteildicke in diesem Bereich. Dies entspricht den Erkenntnissen von Lazarescu und Banabic [103]. Unterschiedlich ist jedoch die Komplexität der untersuchten Bauteilgeometrie. Während Lazarescu und Banabic einen Streckziehprozess mit rein biaxialen Dehnungen untersuchten, erfolgen die vorliegenden Untersuchungen an einer Bauteilgeometrie mit heterogenen Spannungs- und Dehnungszuständen. Durch die einfache Kugelgeometrie konnten keine Wirkzusammenhänge auf umliegende Bereiche mit variiertem Spannungszustand abgeleitet werden. Dies ist jedoch für ein ganzheitliches Verständnis wichtig, da die umliegenden Bereiche invers beeinflusst werden. Fließt der Werkstoff nicht im Bereich biaxialer Spannungen, findet ein verstärkter Werkstofffluss in den umliegenden Bereichen statt, die Blechausdünnung wird erhöht. Dies ist besonders kritisch, da an Bauteilrundungen Bereiche mit äquibiaxialer Spannung an Zonen mit ebener Dehnung angrenzen. Diese Zonen mit ebener Dehnung werden somit im numerisch berechneten Bauteil zusätzlich beansprucht und als Folge übermäßig ausgedünnt. Die Sensitivitätsanalyse der Anisotropiekenngrößen, sowohl uniaxiale als auch bi-

axiale, ergibt keine signifikanten Einflüsse auf das Materialmodell sowie die daraus resultierende Bauteilprognose. Lediglich im Bereich der ebenen Dehnung führt diese geringe Änderung der Fließflächenkontur durch die veränderte biaxiale Anisotropie zu einer Blechdickenänderung von 2,6 %. Aufgrund des minimalen Formänderungsvermögens bei diesem Dehnungszustand ist dieser Fehler dennoch zu vermeiden.

Eine Überprüfung der Übertragbarkeit der Erkenntnisse erfolgt am Beispiel des Dualphasenstahls DP600. Für diesen Werkstoff wird die Fließortkurve im Bereich der ebenen Dehnung variiert. Ziel der Modifikation ist eine Änderung der Fließspannung um jeweils 10 %. Die sich ergebenden Verteilungen der Blechdicke und der Vergleichsformänderung für beide Konfigurationen sind in Bild 48 zusammengestellt.

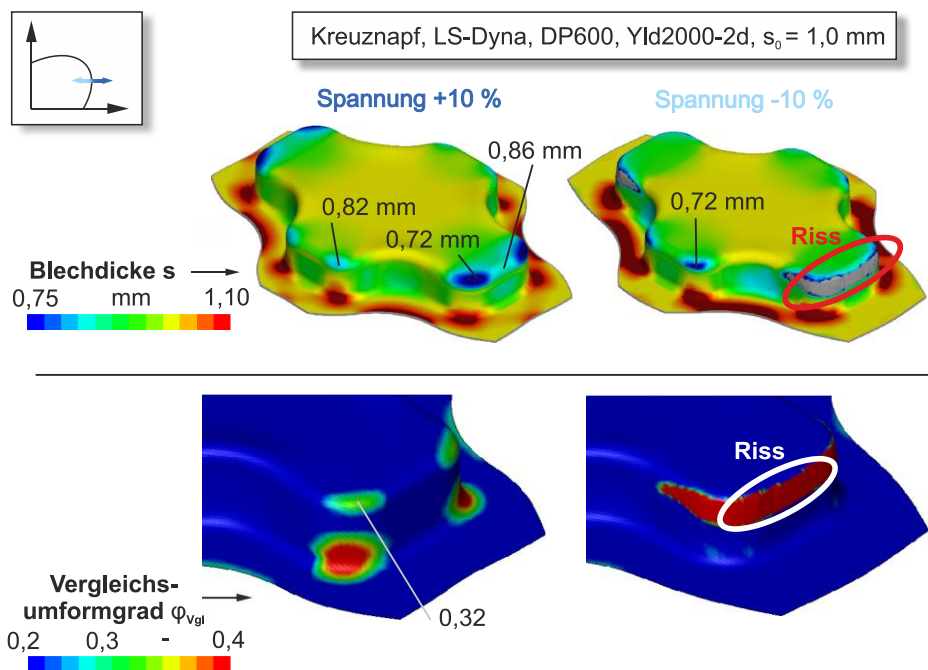


Bild 48: Blechdickenverteilung bei Variation der Fließspannung bei ebener Dehnung sowie die lokale Umformgradverteilung für den Werkstoff DP600

Die Variation der Spannung bei ebener Dehnung ist für diesen Werkstoff noch signifikanter ausgeprägt als für den DCo6. Die resultierende Blechdicke der Stempelkantenrundung in der kurzen Kreuzseite wird von 0,82 mm auf 0,72 mm weiter ausgedünnt, wenn die Fließspannung reduziert wird. In der langen Kreuzseite führt die Spannungsreduktion zu einem prognostizierten Bauteilversagen, eine Auswertung der resultierenden Dehnungen und Blechdicken ist in diesem Bereich nicht möglich. Auf Grundlage dieser

Erkenntnisse lässt sich werkstoffübergreifend die Aussage bestätigen, dass die fehlerhafte Modellierung der Fließspannung bei ebener Dehnung einen signifikanten Einfluss auf die numerische Bauteilprognose nimmt. Dies ist in besonderem Maße als kritisch zu bewerten, da dieser Spannungszustand in konventionellen Materialmodellen unberücksichtigt bleibt [41]. Weiterhin werden Bauteilbereiche, die Spannungszustände im ersten Quadranten der Fließortkurve aufweisen, auch indirekt durch eine Variation der Modellparameter beeinflusst. Eine weitere experimentelle Stützstelle, die das Werkstoffverhalten zwischen den konventionellen Stützstellen bei uniaxialer und äquibiaxialer Spannung abbilden, trägt zu einer Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit bei.

Für die Anwendung bedeutet dies die Wahl eines auf den Werkstoff abgestimmten Materialmodells. Aufgrund der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse sollte für konventionelle Werkstoffe die Fließspannung bei ebener Dehnung mit im Modell berücksichtigt werden, da dies mit geringem experimentellem Mehraufwand ein hohes Maß an Genauigkeitssteigerung mit sich bringt. Dadurch kann der Fließort zu Beginn der plastischen Formänderung korrekt modelliert werden. Bei isotrop verfestigenden Werkstoffen ist dies bereits ausreichend für eine treffende Werkstoffabbildung. Je nach Werkstoff, beziehungsweise Verfestigungsverhalten [83] des Werkstoffs, werden zusätzliche Freiheitsgrade des Modells benötigt um aufbauend auf dem korrekt abgebildeten Fließort im Fließbeginn, auch die Folgefließorte fehlerfrei abbilden zu können [87]. Insbesondere die spannungszustandsabhängige Verfestigung [193], wie beispielsweise bei DCo6, führt zu einer fehlerbehafteten Bauteilauslegung in der numerischen Simulation, da die Fließortkurve in konventionellen Modellen nicht mit steigender Formänderung verzerrt wird. Da diese verzerrenden Modelle meist weder günstig in Bezug zur Rechenzeit, sowie günstig in der Bereitstellung der experimentellen Kennwerte sind, ist eine effiziente Identifikation bestehender isotrop verfestigender Modelle zu empfehlen. Diese Empfehlung gilt werkstoffunabhängig, da die Materialmodelle mathematische Beschreibungen ohne eine metallphysikalische Grundlage darstellen. Im Folgenden sollen daher für alle Untersuchungswerkstoffe geeignete Modellierungsstrategien identifiziert werden, um das als relevant klassifizierte plastische Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung mit möglichst geringem Fehler in die numerische Abbildung implementieren zu können.

7 Maßgeschneiderte Werkstoffmodellierung und Einflussanalyse auf die resultierende Bauteilgeometrie

Werkstoffklassen weisen ein unterschiedliches und charakteristisches Verhalten auf, für das es nicht eine Strategie in der Werkstoffcharakterisierung sowie der Modellparameteridentifikation geben kann. Ziel ist es daher, auf Grundlage der erkannten Werkstoffeigenschaften in Kapitel 5, sowie den identifizierten relevanten Spannungszuständen in Kapitel 6, die in besonderem Maße sensitiv in der numerischen Prozessauslegung sind, ideale Modellierungsstrategien zu erarbeiten. Im Fokus steht dabei nicht, eine ausufernde Anzahl an freien Parametern in Subroutinen zu etablieren, sondern auf Grundlage eines konventionellen Modells eine für den Werkstoff bestmögliche, maßgeschneiderte Modellparameteridentifikation durchzuführen. Um dieses Ziel zu erreichen, wird zunächst analysiert, wie das Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung indirekt über die vorgesehenen Stützstellen in ein bestehendes Materialmodell integriert werden kann. Anschließend erfolgt eine Erweiterung der Modellierung durch Integration einer zusätzlichen Stützstelle bei ebener Dehnung. Auf dieser Grundlage wird der entstehende Fehler in der Spannungsprognose bewertet und an einem Beispielbauteil die verbesserte Modellierung nachgewiesen.

7.1 Anforderungsdefinition

Es hat sich gezeigt, dass eine Charakterisierung und Modellierung [73] mit konventionellen Vorgaben zu einer lokal falschen Blechdickenprognose in numerisch berechneten Prozessen führt. In Kapitel 6 wurde diese Sensitivität insbesondere für den Zustand der ebenen Dehnung nachgewiesen. Diese Diskrepanz ist vor allem bei hohen Dehnungen relevant, da sich Fehler der initialen Fließfläche über den Umformgrad multiplizieren. Weiterhin sind hohe Dehnungen im Hinblick auf Werkstoffversagen kritisch zu bewerten, da dies zu fehlerbehafteten Aussagen zur Machbarkeit von Tiefziehprozessen führen kann.

Aufgrund der besonderen Relevanz der ebenen Dehnung in der Werkstoffmodellierung soll untersucht werden, inwieweit sich die bekannten Wirkmechanismen der Werkstoffplastizität auf den Zustand der ebenen Dehnung im Modell mit bestehenden Modellparametern übertragen lassen, um

eine möglichst präzise Abbildung der Werkstoffeigenschaften zu erreichen. Diese Wirkmechanismen sind beispielsweise spannungszustandsabhängige Werkstoffverfestigung [193], Werkstoffanisotropie [44] und Evolution der senkrechten Anisotropie [98]. Aus diesem Grund erfolgt eine Analyse der Werkstoffplastizität im Zustand der ebenen Dehnung im Hinblick auf Werkstoffanisotropie sowie der anisotropen Verfestigung. Dafür werden die in Bild 49 dargestellten Spannungsdifferenzen definiert [P13]. Sie beschreiben die Differenz der ersten (grün) und zweiten (blau) Hauptspannung in Walzrichtung abzüglich der ersten oder zweiten Hauptspannung entgegen der Walzrichtung und bilden ein Maß der Spannungsanisotropie des Fließortes. Für die Annahme eines isotropen Fließortes wie beispielsweise nach von Mises ergeben sich Differenzen von 0 MPa, da die Fließspannung in Walzrichtung und senkrecht dazu identisch ist und sich bei isotroper Verfestigung auch identisch verhalten.

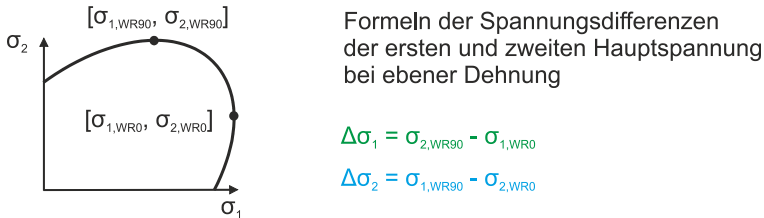


Bild 49: Zuordnung der Spannungscomponenten in Walzrichtung WRo und senkrecht dazu WR9o zu den Hauptspannungen im zweidimensionalen Spannungsraum sowie resultierende Formeln für die Berechnung von Spannungsdifferenzen

Allgemein können durch die Analyse der Spannungsunterschiede über die Dehnung die Verfestigungsmechanismen wie isotrope oder Distorsionsverfestigung detektiert werden. Zusätzlich kann die Spannungsanisotropie in Abhängigkeit der Walzrichtung diskutiert werden. Wenn die Differenz zu Beginn gleich Null ist, handelt es sich um ein isotropes Material in Bezug auf die Fließspannung. Ist die Differenz ungleich Null, handelt es sich um ein anisotropes Material. Isotrope Verfestigung führt bei einem anisotropen Werkstoff zu einem Anstieg der Spannungsdifferenz, die qualitativ vergleichbar mit der jeweiligen Kaltverfestigung ist. Gegensätzlich verhält sich ein anisotrop verfestigender Werkstoff. In diesem Fall führt die spannungszustandsabhängige Kaltverfestigung zu einem andersgearteten Verlauf der Spannungsdifferenz. Je nach Kurvenverlauf lassen sich somit Rückschlüsse auf das jeweilige Werkstoffverhalten ziehen.

Für den Werkstoff DCo6 ergibt sich aus dem experimentell ermittelten Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung die in Bild 50 dargestellten Differenzen der Fließspannungen. Die grüne Kurve beschreibt die Anisotropie

der ersten Hauptspannung, die blaue Kurve die der zweiten Hauptspannung. Im Fließbeginn ist eine starke Anisotropie der Spannungen bei ebener Dehnung von 10,9 MPa sichtbar. Diese reduziert sich bei Umformgrad 0,05 zu 0,72 MPa, was einem nahezu isotropen Werkstoffverhalten entspricht. Oberhalb dieser Plastizität steigt die Anisotropie auf 13,5 MPa. Global bewertet ist die Fließspannung in Walzrichtung durchgehend auf einem höheren Niveau als entgegen der Walzrichtung [P13].

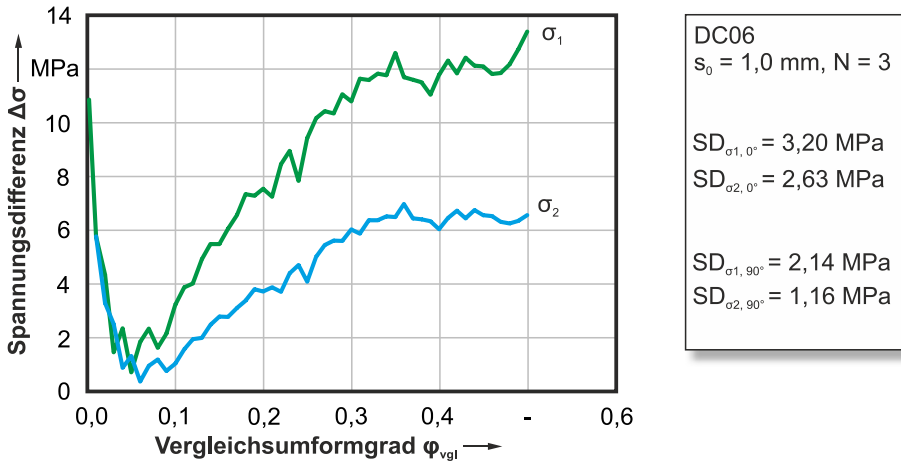


Bild 50: Resultierende Differenzen der ersten und zweiten Hauptspannung aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrizie in und senkrecht zur Walzrichtung für DCo6

Auf Grundlage der Spannungsdifferenzen bei ebener Dehnung erfolgt die separierte Auswertung der auf die Fließortgeometrie einflussnehmenden Werkstoffkennwerte, sowie das jeweilige Verfestigungsverhalten der einzelnen Werkstoffkennwerte. Die gewonnenen Erkenntnisse dienen als Anforderungsdefinition für die effiziente Werkstoffmodellierung. So führt die Verzerrung des Fließortes in einem Punkt auch zu einer Änderung der Fließspannung im Umfeld dieses veränderten Punktes. Dafür werden Fließorte mit dem Modell Yld2000-2d berechnet und die Eingangsgrößen entsprechend der experimentellen Grundlage variiert. Somit entstehen Folgefließorte, die die Distorsion visualisieren und quantifizieren. Die genutzten Kennwerte sind zum einen die senkrechte Anisotropie aus uniaxialen Zugversuchen, zum anderen die biaxiale Anisotropie. Diese variieren die Steigung in den korrespondierenden Spannungspunkten und ändern somit maßgeblich die angrenzenden Bereiche der Fließspannung. Zusätzlich werden die uniaxialen und äquibiaxialen Fließspannungen in den Fokus der Untersuchungen gesetzt.

Biaxiale Anisotropie r_b

Der Einfluss der biaxialen Anisotropie auf die Fließfläche, vor allem im Bereich ebener Dehnung ist in Bild 51 visualisiert. Dargestellt ist die umformgradabhängig, jeweils auf die uniaxiale Fließspannung in Walzrichtung normierte Fließfläche für charakteristische Umformgradwerte. Zusätzlich ist die Spannungsanisotropie bei ebener Dehnung in 0° und 90° in Bild 51 rechts quantifiziert.

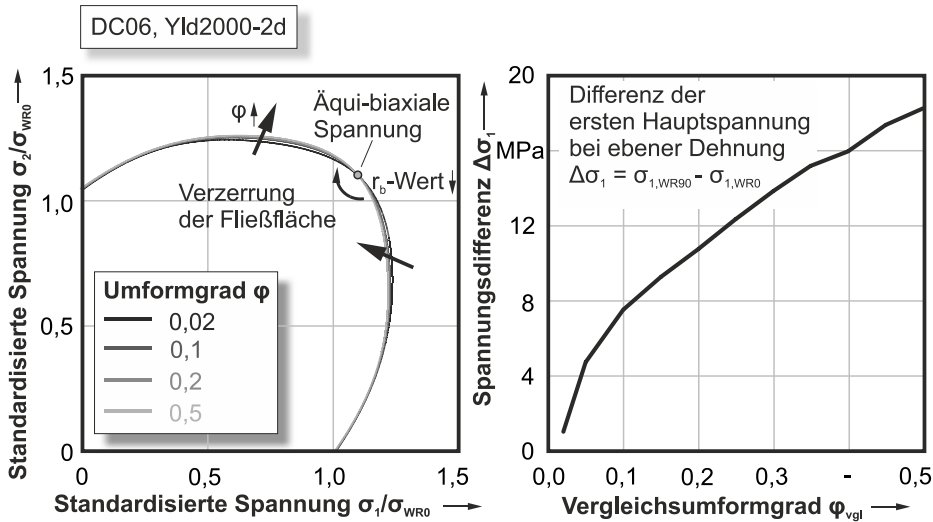


Bild 51: Distorsion der Fließfläche bei umformgradabhängiger Variation der biaxialen Anisotropie sowie die resultierende Spannungsunterschied bei ebener Dehnung

Bei Variation der biaxialen Anisotropie r_b verzerrt sich die berechnete Fließfläche hin zu einer höheren Spannung in Richtung der zweiten Hauptspannung. Die Spannungsanisotropie im Bereich der ebenen Dehnung wird größer. Die Verzerrung erfolgt rotatorisch um den Punkt der äqui-biaxialen Fließspannung mit einem zunehmend steiler werdenden Verlauf im Punkt der äqui-biaxialen Fließspannung. Eine Abnahme der ersten Hauptspannung ist die Folge. Während die Spannungsunterschied bei Umformgrad 0,02 einen sehr geringen Wert von 1,0 MPa aufweist, steigt der Wert der Differenz bei einem Umformgrad von 0,5 auf 18,4 MPa. Der Verlauf der Spannungsunterschied ist analog zum experimentellen Verlauf, jedoch stärker ausgeprägt. Aufgrund der gleichbleibenden Fließortparameter bei uniaxialer Beanspruchung ist in den Schnittpunkten mit den Hauptachsen keine Veränderung der Fließortgeometrie zu erkennen. Bedingt durch das Einschwingen der biaxialen Anisotropie aus dem unendlichen,

vergleiche Bild 18, ist eine Berechnung des Fließortes mit einer umformgradabhängigen, biaxialen Anisotropie im Fließbeginn nicht möglich. Die höhere Fließspannung entgegen der Walzrichtung wirkt sich auch auf die Spannung bei ebener Dehnung aus, da trotz einer biaxialen Anisotropie von 1,09 bei einem Umformgrad von 0,02 eine höhere Maximalspannung in Richtung der zweiten Hauptspannung vorliegt. Bei in 0° und 90° gleicher Fließspannung führt eine biaxiale Anisotropie $> 1,0$ zu einer höheren Maximalspannung in erster Hauptspannungsrichtung.

Uniaxiale Fließspannung

Die uniaxiale Fließspannung beeinflusst die resultierende Fließfläche direkt an den Schnittpunkten der Kurve mit den Koordinatenachsen (siehe Bild 52). Aufgrund der Normierung der Fließortkurve über die uniaxiale Fließspannung in Walzrichtung ist diese Beeinflussung lediglich in Richtung der zweiten Hauptspannung sichtbar.

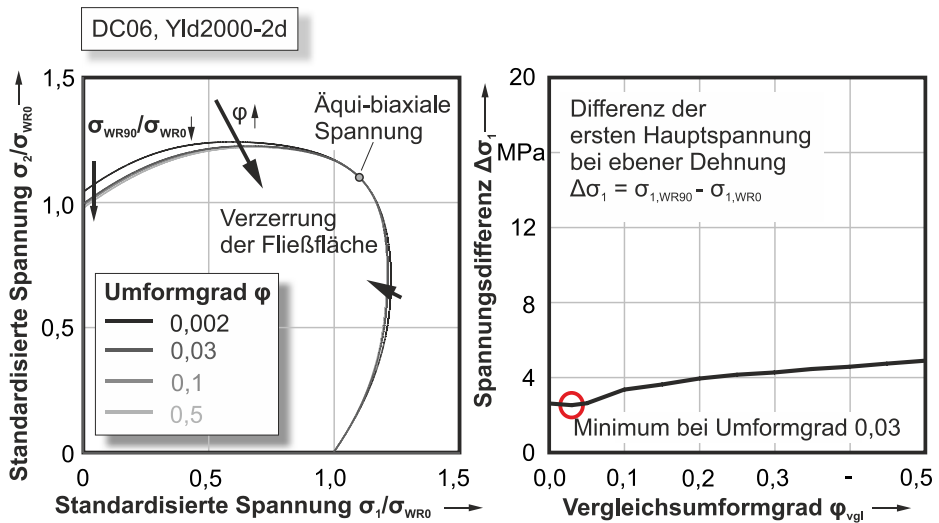


Bild 52: Distorsion der Fließfläche bei umformgradabhängiger Variation der uniaxialen Fließspannung sowie die resultierende Spannungsunterschiede bei ebener Dehnung

Der in Bild 9 festgestellte Verlauf der Fließkurven in 0° und 90° zur Walzrichtung lässt sich auch in den dargestellten Fließflächen wiederfinden. Zu Beginn der plastischen Formänderung ist die Fließspannung senkrecht zur Walzrichtung höher, was sich im Berührungspunkt der Fließfläche mit der Ordinate oberhalb von 1,0 widerspiegelt. Mit zunehmender Deformation ändert sich dieser Schnittpunkt auf 1,0 bei einem Umformgrad von 0,03 und oberhalb auf einen Wert $< 1,0$. Neben der direkt beeinflussten uniaxialen Fließspannung wird auch der Bereich zwischen den Fixpunkten tordiert.

Analysiert man die Punkte bei ebener Dehnung, ist eine ausgeprägtere Reduktion der prognostizierten Fließspannung in der zweiten Hauptspannungsrichtung erkennbar. Dies führt zu einer ansteigenden Spannungsdifferenz, in Bild 52 rechts dargestellt. Auffällig ist das Minimum der Spannungsdifferenz, das mit dem Schnittpunkt der Fließkurven in 0° und 90° zur Walzrichtung korreliert. Da der Verlauf der Spannungsdifferenz qualitativ dem experimentellen Verlauf der Spannungsdifferenz entspricht, wird dieser Fließortparameter für die weiterführenden Untersuchungen weiterhin variiert.

Uniaxiale senkrechte Anisotropie r

Die sich ändernde senkrechte Anisotropie, die in uniaxialen Zugversuchen ermittelt wird, kann einen Einfluss auf die Fließortgeometrie haben. Auf Grundlage der Sensitivitätsanalyse in Kapitel 6 wird jedoch kein signifikanter Einfluss auf die Distorsion des Fließortes erwartet. Die mit steigendem Umformgrad fallenden r -Werte führen zu einem in Bild 53 dargestellten steileren Verlauf der uniaxialen Spannung in Walzrichtung (Richtung σ_1) und einem flacheren Verlauf senkrecht dazu (Richtung σ_2) [P18].

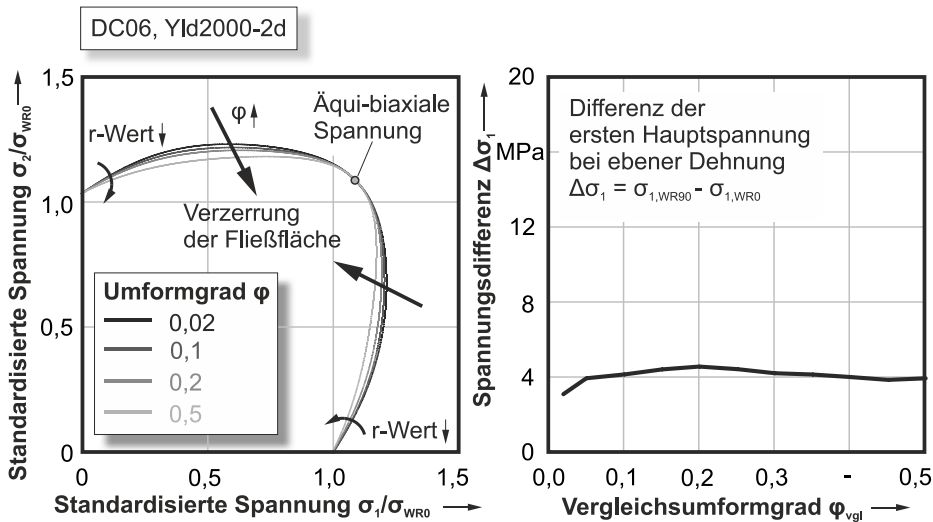


Bild 53: Distorsion der Fließfläche bei umformgradabhängiger Variation der senkrechten Anisotropie aus uniaxialen Zugversuchen sowie die resultierende Spannungsdifferenz bei ebener Dehnung

Diese gleichgerichteten Rotationen um die Fixpunkte der uniaxialen Zugspannung führen zu einer Verschlangung des Fließortes. Da diese Verzerrung in beiden Richtungen nahezu gleichförmig verläuft, ergibt sich eine

konstante Spannungsdifferenz bei Auswertung der Fließspannung bei ebener Dehnung von 4 MPa. Die uniaxiale Anisotropie nimmt somit keinen Einfluss auf die im Experiment festgestellte Spannungsdifferenz bei ebener Dehnung, die im hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize ermittelt wurde. Eine Berücksichtigung ist daher nicht zwangsläufig notwendig, um das reale Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung korrekt abzubilden.

Biaxiale Fließspannung

Die Verzerrung der Fließfläche mit steigendem Umformgrad bei einer Variation der biaxialen Fließspannung ist in Bild 54 dargestellt. Mit steigender plastischer Formänderung verändert sich die Fließortkurve hin zu einem im biaxialen Spannungspunkt spitzeren Verlauf. Diese Verzerrung invertiert sich oberhalb eines Umformgrades von 0,2 und die Kontur wird wieder runder.

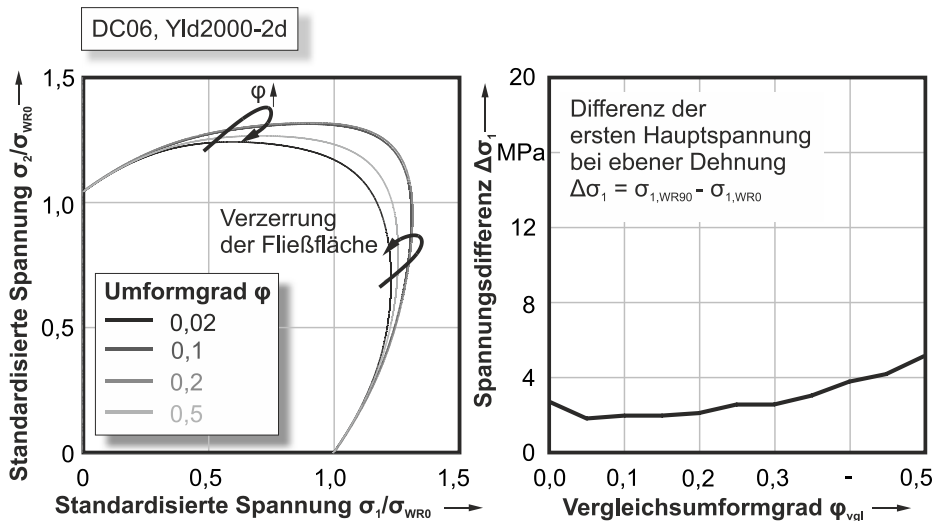


Bild 54: Distorsion der Fließfläche bei umformgradabhängiger Variation der äquibiaxialen Fließspannung sowie die resultierende Spannungsdifferenz bei ebener Dehnung

Die Verzerrung erfolgt nicht linear, sondern kehrt sich um. Dies bedeutet, dass das reale Werkstoffverhalten sich im Fließbeginn und bei mittleren Dehnungen, im Bereich von Umformgrad 0,1 bis 0,3, signifikant von der initial identifizierten Fließortgeometrie unterscheidet. Bei hohen Formänderungen, nahe am Werkstoffversagen, ist ein initial im Fließbeginn identifizierter Fließort jedoch wieder geeignet, das biaxiale Werkstoffverhalten korrekt abzubilden. Die Abbildung des Werkstoffverhaltens bei ebener

Dehnung ist jedoch nur bedingt korrekt, da die Spannungsdifferenz qualitativ übereinstimmt, jedoch mit einer im Vergleich zum Experiment geringeren Anisotropie von maximal 5 MPa. Das Minimum der Spannungsdifferenz ist wie im experimentellen Verlauf bei einem Umformgrad von 0,05 verortet. Das Werkstoffverhalten bei biaxialer Formänderung führt somit zu einem vergleichbaren Verfestigungsverhalten bei ebener Dehnung und sollte für weiterführende Analysen berücksichtigt werden.

Umformgradabhängige Fließortmodellierung

Auf Grundlage der separat analysierten Einflussfaktoren auf die Fließfläche erfolgt eine vergleichende Fließortmodellierung mit allen einflussnehmenden umformgradabhängigen Parametern. Lediglich die uniaxialen r-Werte werden in Anlehnung an DIN EN ISO 1013:202 [116] als Mittelwerte für die Fließflächenmodellierung herangezogen, da sich durch diese Variation keine veränderte Spannungsanisotropie im Bereich der ebenen Dehnung ergibt. Das Ergebnis ist für vier relevante Umformgradschritte in Bild 55 zusammengestellt.

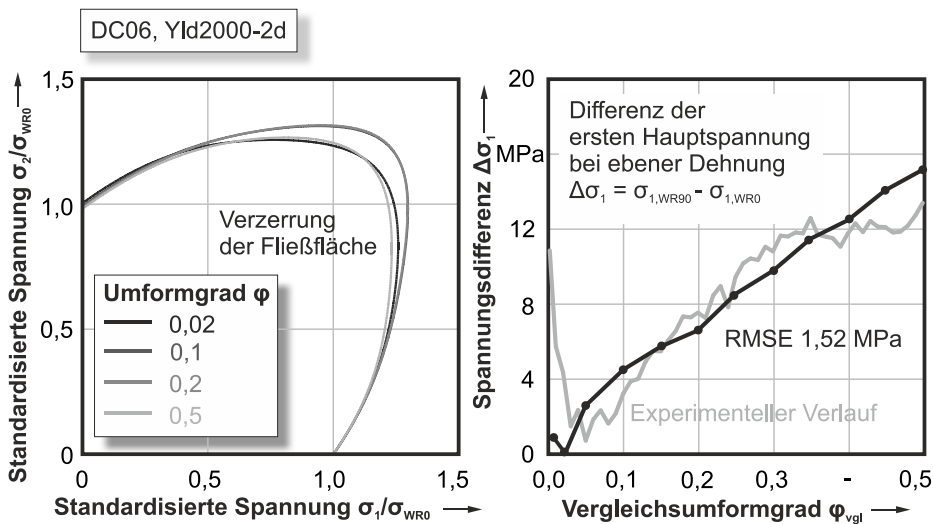


Bild 55: Distorsion der Fließfläche bei umformgradabhängiger Modellparameteridentifikation sowie die resultierende Spannungsdifferenz bei ebener Dehnung

Aus der Form der Fließfläche lassen sich zwei grundlegende Mechanismen ableiten. Zum einen ist das die Verzerrung hin zu einer höheren biaxialen Fließspannung mit anschließender Kompression zurück zum ursprünglichen Verhältnis von uniaxialer zu biaxialer Fließspannung. Diese ist auf die unterschiedliche Verfestigung in den zwei Spannungszuständen zurückzuführen [193]. Zum anderen ist die Rotation um den äquibiaxialen Fließort

bei einem Vergleich zwischen den Fließorten identifiziert bei Umformgrad 0,02 und 0,5 sichtbar. Die Unterschiede der Verfestigung im uniaxialen Zugversuch in 0° und 90° zur Walzrichtung fallen dagegen nur in geringem Umfang ins Gewicht. Die Auswertung der entstehenden Differenz der Fließspannungen bei ebener Dehnung ist Bild 55 rechts zu entnehmen. Der auf dem Modell beruhende Verlauf bildet die in grau dargestellte Kurve aus den Experimenten bei Belastung mit ebener Dehnung sehr gut mit einem mittleren Fehler von 1,52 MPa ab.

Mit dem bestehenden Modell Yld2000-2d ist es möglich, die umformgradabhängige Spannungsanisotropie des Werkstoffs DCo6, auch bei ebener Dehnung, qualitativ und quantitativ abzubilden. Haupteinflussnehmer ist dabei die biaxiale Anisotropie, sowie die spannungszustandsabhängige Werkstoffverfestigung. Die senkrechte Anisotropie spielt eine untergeordnete Rolle. Die erarbeiteten Korrelationen zwischen den umformgradabhängigen Werkstoffkennwerten und der sich im Bereich der ebenen Dehnung verzerrenden Fließortgeometrie sind in Tabelle 9 zusammengefasst und begründet.

Tabelle 9: Effekte der sich über den Umformgrad ändernden Werkstoffeigenschaften auf die resultierende Fließortgeometrie im Bereich der ebenen Dehnung in Walzrichtung und senkrecht dazu sowie deren Ursache

Kennwert Umformgrad $\uparrow$	Spannung $\sigma_{PS,0^\circ}$	Spannung $\sigma_{PS,90^\circ}$	Ursache
Biaxiale Anisotropie r_b	$\downarrow$	$\uparrow$	Biaxiale Anisotropie sinkt
Uniaxiale Anisotropie r_0, r_{45}, r_{90}	$\downarrow$	$\downarrow$	Uniaxiale Anisotropie sinkt
Äquibiaxiale Fließspannung σ_b/σ_0	$\nearrow \searrow$	$\nearrow \searrow$	Quotient steigt zu Beginn und fällt dann, siehe Bild 16
Uniaxiale Fließspannung σ_{90}/σ_0	$\downarrow\downarrow$	$\downarrow$	Anisotrope Verfestigung durch Kristallgitterrotation

Die in Tabelle 9 zusammengefassten Zusammenhänge sind anhand des Werkstoffs DCo6 identifiziert worden. Aufgrund des Zusammenspiels zwischen Kennwerten und Werkstoffmodell sind diese Zusammenhänge jedoch auch allgemeingültig, da werkstoffunabhängig eine Änderung eines

einzelnen Wertes, die identifizierte Fließortgeometrie gleichartig beeinflusst. Umgekehrt sollte eine gegengerichtete Änderung eines Werkstoffkennwertes eine umgekehrte Reaktion in der Fließortkurve erzeugen. Um dies nachzuweisen, ist beispielsweise die biaxiale Anisotropie des Werkstoffs DP600 geeignet. Dieser Werkstoffkennwert ist monoton steigend für den DP600 und konträr dazu fallend beim DCo6. Als Konsequenz wird für den DP600 eine Steigerung der Spannung bei ebener Dehnung in Walzrichtung erwartet.

Aus diesem Grund erfolgt eine Überprüfung der Übertragbarkeit der erarbeiteten Erkenntnisse wird anhand des Werkstoffs DP600 aber auch anhand des Aluminiumwerkstoffs AA5182. Dafür wird zunächst wieder das reale Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung ausgewertet, siehe Bild 56. Anhand dieser Informationen in Kombination mit den Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung dieser Werkstoffe in Abschnitt 5.4 werden weiterführend die Erkenntnisse, die für den DCo6 erarbeitet wurden, übertragen.

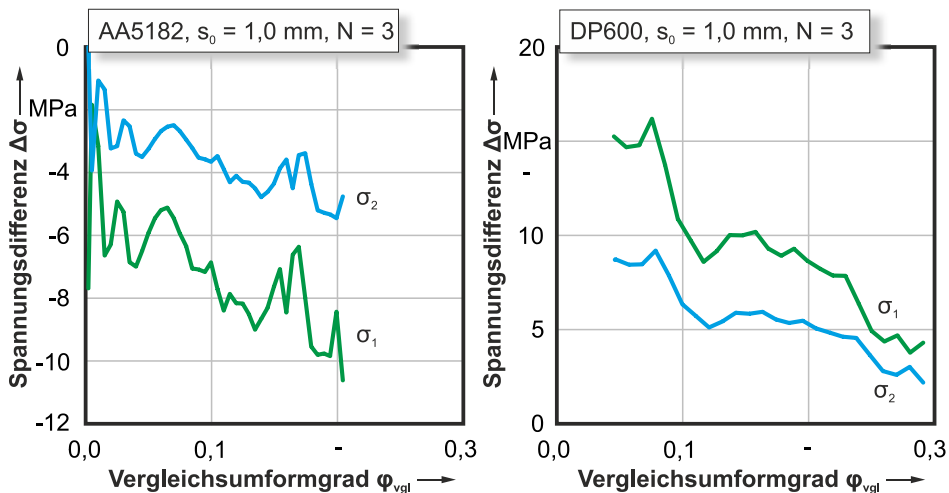


Bild 56: Resultierende Differenzen der ersten und zweiten Hauptspannung aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer Matrize in und senkrecht zur Walzrichtung für AA5182 (links) und DP600 (rechts)

Für den Aluminiumwerkstoff ergibt sich eine negative Differenz im Fließbeginn, die mit zunehmender Formänderung weiter zunimmt. Dies weist auf einen anisotropen Werkstoff hin, der isotrop verfestigt. Dies kann unter Zuhilfenahme von Bild 34 bestätigt werden. Die dort gezeigten Fließkurven aus unterschiedlichen Spannungszuständen weisen ein konsistentes Verfestigungsverhalten auf, was auf die isotrope Verfestigung zurückzuführen

ist. Weiterhin ist der Fließbeginn bei Zugversuchen in Walzrichtung mit 122,4 MPa oberhalb des Fließbeginns senkrecht zur Walzrichtung mit 120,4 MPa. Zusätzlich ist sowohl die uniaxiale als auch die biaxiale Anisotropie über den Umformgrad konstant. Es ist daher zu erwarten, dass eine konventionelle Modellierung das experimentell ermittelte Verfestigungsverhalten bei ebener Dehnung abbilden kann. Ein anderes Werkstoffverhalten ergibt sich für den Dualphasenstahl DP600 in Bild 56 rechts. Aufgrund der sich ändernden biaxialen Anisotropie hin zu isotroperem Werkstoffverhalten wird auch die Spannungsdifferenz bei ebener Dehnung mit zunehmender Formänderung von über 15 MPa (Umformgrad 0,05) auf unter 5 MPa (Umformgrad 0,29) geringer. Dieses Verhalten wurde aufgrund der in Tabelle 9 erkannten Wirkzusammenhänge für den DCo6 auch für den DP600 postuliert und bestätigt somit die Übertragbarkeit der auf die Fließortgeometrie einflussnehmenden Faktoren. Bei Bewertung der experimentell ermittelten Werkstoffeigenschaften unter uniaxialer und äquibiaxialer Belastung ist der Verlauf der biaxialen Anisotropie auffällig. Diese steigt von einem Wert von 0,61 im Fließbeginn zu einem Wert von 0,87 bei Umformgrad 0,3, siehe Bild 35. Dies bedeutet ein zunehmend isotroperes Werkstoffverhalten mit steigendem Umformgrad. Aus diesem Grund ist die Berücksichtigung des biaxialen r -Wertes für die Modellierung zu empfehlen. Als Resultat der identifizierten Modellierungsstrategien entstehen die in Bild 57 dargestellten Spannungsdifferenzen.

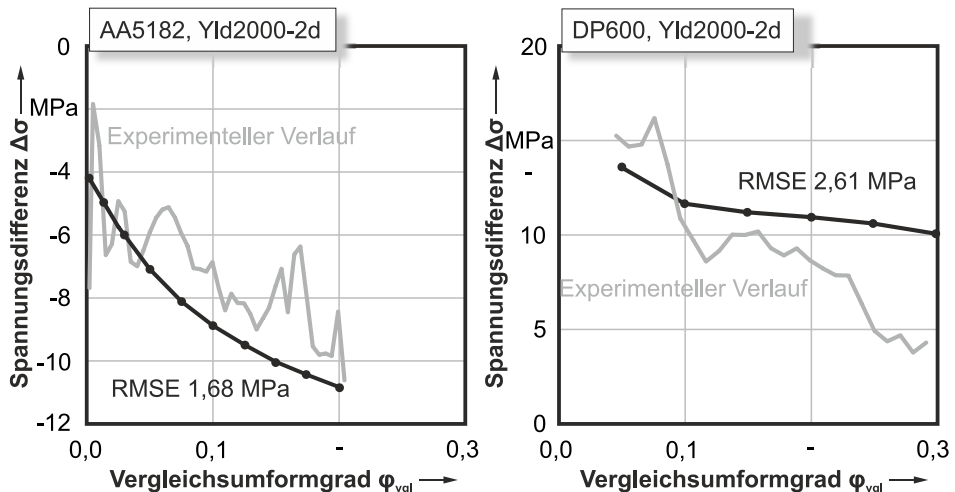


Bild 57: Vergleich der Spannungsdifferenzen aus Experimenten und Werkstoffmodellierung für die Werkstoffe AA5182 und DP600

Dabei wird für den AA5182 der initial identifizierte Fließort anhand der uniaxialen Fließspannung in Walzrichtung expandiert. Dies entspricht einer

konventionellen Werkstoffmodellierung. Der DP600 wird analog zum DCo6 in Umformgradschritten von 0,05 neu identifiziert. Variiert wird jedoch nur die biaxiale Anisotropie. Für den Aluminiumwerkstoff führt die isotrope Expansion des anisotropen Materialmodells Yld2000-2d zu einem Anstieg der Spannungsdifferenz in negativer Richtung. Die mittlere Abweichung zwischen den Verläufen kann mit einem RMSE von 1,68 MPa angegeben werden. Eine konventionelle Anwendung des Materialmodells führt bei Werkstoffen ohne Distorsionsverfestigung zu einer korrekten Wiedergabe des Verfestigungsverhaltens bei ebener Dehnung. Beim DP600 ist ebenfalls keine Distorsionsverfestigung bei einer Auswertung der Fließkurven erkennbar. Jedoch ist der Verlauf der biaxialen Anisotropie nicht konstant. Dies führt zu einer Verzerrung des Fließortes. Die resultierende Spannungsdifferenz der Punkte im Fließort mit ebener Dehnung entspricht dem experimentellen Verlauf mit einem mittleren Fehler von 2,6 MPa. Somit ist auch das Verfestigungsverhalten bei ebener Dehnung unter Berücksichtigung der konventionell für die Identifikation benötigten Werkstoffinformation korrekt abbildbar.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die bei ebener Dehnung erkannten Verfestigungsmechanismen mit den aus der Literatur bekannten Mechanismen für uniaxiale und äquibiaxiale Zugspannung und deren Anisotropiekoeffizienten entsprechen. Zusätzlich lassen sich Rückschlüsse aus der umformgradabhängigen Spannungsdifferenz bei Versuchen mit ebener Dehnungsbelastung auf die dominierenden Verfestigungsmechanismen ziehen. Während die isotrope Verfestigung zu einer umformgradabhängigen Erhöhung der Differenz ausgehend von der initialen Anisotropie der Fließspannung führt, ist eine eindeutige Progression der Spannungsdifferenzen bei distorsionsverfestigenden Werkstoffen nicht benennbar. Tiefziehstahl zeigt beispielsweise eine sehr starke Zunahme der Spannungsanisotropie über das Maß der isotropen Spannungszunahme hinaus. Der Dualphasenstahl weist dagegen ein isotroperes Werkstoffverhalten bei zunehmender Formänderung auf. Auf Grundlage dieser Ergebnisse lässt sich in besonderem Maße ein Stellhebel für die Adaption der umformgradabhängigen Werkstoffeigenschaften benennen. Die biaxiale Anisotropie r_b kann als Stellhebel für die Anisotropie der Fließspannungen bei ebener Dehnung in 0° und 90° Grad herangezogen werden. Es zeigt sich, dass die Änderung des r_b -Werts im Modell eine Änderung der Verhältnisse der Fließspannungen bewirkt, die den experimentellen Messwerten entsprechen. Die Werkstoffeigenschaften bei ebener Dehnung können somit indirekt über die konventionell genutzten Identifikationsparameter bei uniaxialer und äquibiaxialer Spannung mit bestehenden Modellen abgebildet

werden. Die Auswirkungen der Änderung der biaxialen Anisotropie auf die Fließfläche und damit verbunden auf die modellierten Fließspannungswerte bei ebener Dehnung sind in Bild 58 schematisch zusammengefasst.

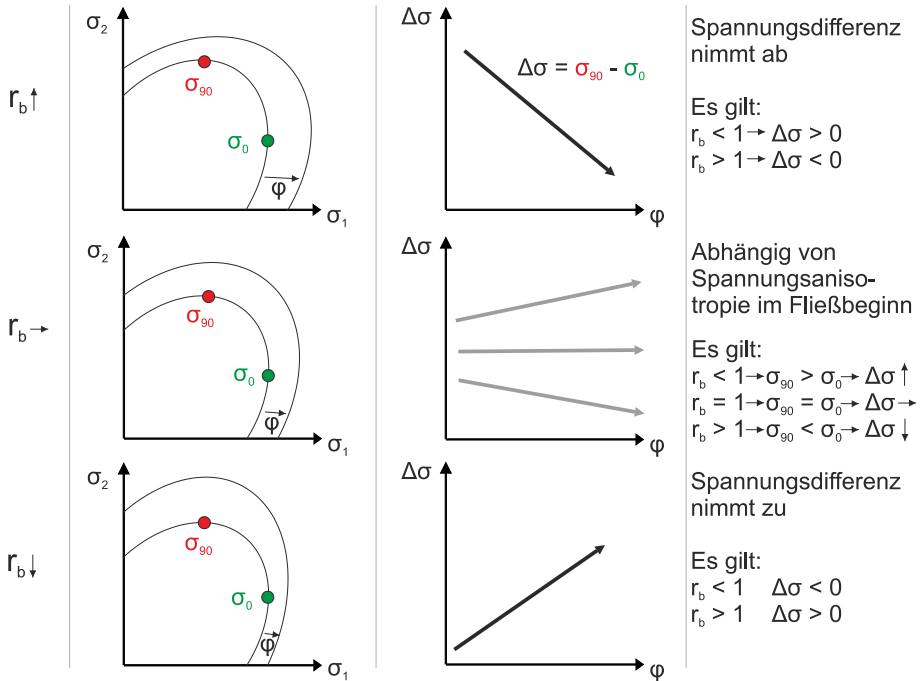


Bild 58: Effekte der Änderung der biaxialen Anisotropie auf die resultierende Fließfläche und die Werte der Fließspannung bei ebener Dehnung

Eine mit Erhöhung des Umformgrades steigende biaxiale Anisotropie führt zu einer stärkeren Spannungszunahme bei ebener Dehnung in Richtung der ersten Hauptspannung. Als Folge daraus ergibt sich eine Verringerung der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$, die sich aus der Fließspannung bei ebener Dehnung entgegen der Walzrichtung und der Fließspannung bei ebener Dehnung entlang der Walzrichtung berechnet. Ist der Wert der biaxialen Anisotropie $r_b < 1$, wie bei DP600 erkannt wurde, nähert sich dieser Wert einem isotropen Fließverhalten an, da der initiale Unterschied der Fließspannungen in Walzrichtung und senkrecht dazu mit zunehmender Form abnimmt. Ursache dafür ist die Annäherung der biaxialen Anisotropie an den isotropen Fall von $r_b = 1$. Ein weiterer Betrachtungsfall ist ein konstanter Verlauf der biaxialen Anisotropie. Für diesen Fall ergeben sich drei mögliche Verläufe, je nach dem welchen Wert die biaxiale Anisotropie aufweist. Für Werte oberhalb 1,0 ist die Spannung bei ebener Dehnung in erster Hauptspannungsrichtung dominierend. Die Spannungsdifferenz ist

dementsprechend negativ. Dies konnte auch für den AA5182 erkannt werden. Bei einer biaxialen Anisotropie von 1,0 ist von einem isotropen Spannungsfall auszugehen, bei dem sich die Werte der Fließspannungen in Walzrichtung und senkrecht dazu auf einem vergleichbaren Niveau befinden. Ist die biaxiale Anisotropie $r_b < 1$, resultiert eine steigende Spannungsdifferenz. Ursache für die Steigung beziehungsweise die Reduktion der Spannungsdifferenz mit steigender Formänderung ist die isotrope Verfestigung des initial identifizierten anisotropen Fließsortes. Die unterschiedlichen Werte der Spannung in Walzrichtung und senkrecht dazu, werden über die gleiche Fließkurve extrapoliert, was zu einer Steigerung der Differenz wischend en Werten führt. Der dritte Betrachtungsfall ist eine Umformgradabhängigkeit der biaxialen Anisotropie hin zu kleineren Werten mit erhöhter Formänderung. Dieses Werkstoffverhalten konnte für den DCo6 identifiziert werden. Ein Wert kleiner 1,0 für die biaxiale Anisotropie führt zu einer Erhöhung der Spannungsdifferenz. Dies entspricht einer stärkeren Verfestigung der Fließspannung bei ebener Dehnung entgegen der Walzrichtung. Eine Übertragbarkeit der identifizierten Effekte sowie deren Ursachen auf weitere Werkstoffe ist möglich, da Fließortmodelle keine metallphysikalische Grundlage aufweisen und damit gleiche Effekte und Werkstoffverhaltensweisen gleichförmig abbilden. Einschränkend muss jedoch angemerkt werden, dass höchstfeste Werkstoffe ohne ausgeprägte Plastizität für diesen Anwendungsfall nicht effektiv charakterisiert werden können. Gleiches gilt für höherfeste Werkstoffe wie beispielsweise DP800. Für diesen Werkstoff ist eine Limitierung die beginnende Schädigung im Gefüge bereits bei 50 % der maximalen Formänderung, was die Werkstoffplastizität und damit das Fließverhalten beeinflussen kann [221].

Auf der Grundlage der erkannten Wirkmechanismen zwischen Werkstoffkennwerten und der Abbildung dieser Eigenschaften im Modell ist es möglich, die Änderung des Verfestigungsverhaltens bei ebener Dehnung abzubilden [P6]. Eine Abbildung des initialen Spannungswertes bei ebener Dehnung ist jedoch mit dieser Methode nicht möglich. Aus diesem Grund wird im Folgenden eine experimentell gestützte Wahl des Fließortexponenten untersucht. Damit ist es möglich, durch die Integration der initialen Fließspannung bei ebener Dehnung in Walzrichtung und der spannungsdifferenzbasierten Optimierung der Fließspannung bei ebener Dehnung senkrecht zur Walzrichtung, das reale Werkstoffverhalten bestmöglich abzubilden.

7.2 Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit durch Integration des Fließortes bei ebener Dehnung

Für eine verbesserte Modellparameteridentifikation des Fließkriteriums Yld2000 2d werden zusätzliche Werkstoffinformationen bei ebener Dehnung in das Modell integriert. Dies erfolgt über eine Optimierung des Fließortexponenten. Der konventionell hinterlegte Fließortexponent m ist werkstoffabhängig definiert. Für Aluminium wird der Fließortexponent auf $m = 8$ gesetzt und für die Stahlsorten wird $m = 6$ gewählt [41]. Dieser konventionelle Fließort auf Basis der uniaxialen und äquibiaxialen Kennwerte ist nicht in der Lage die experimentell ermittelten Spannungswerte bei ebener Dehnung abzubilden. Die Modellierung in diesem Bereich entspricht somit nicht dem realen Werkstoffverhalten, siehe Bild 59, links [P6].

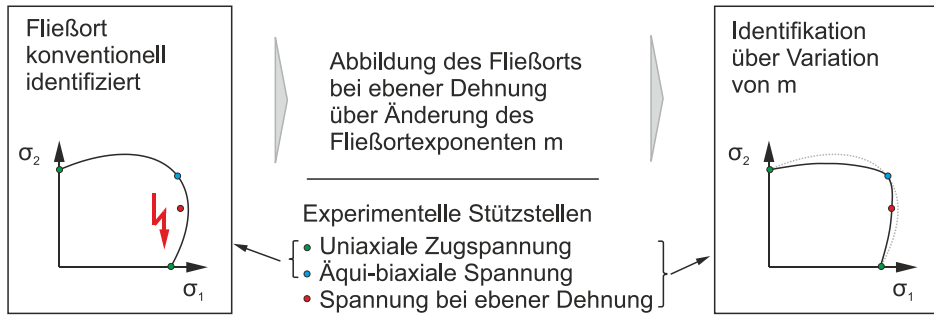


Bild 59: Vorgehen bei der Abbildung des Fließortes bei ebener Dehnung über Anpassung des Fließortexponenten m im Fließkriterium Yld2000-2d

Die Optimierung der Fließortgeometrie erfolgt in einem zweiten Schritt mit zusätzlichen Materialdaten aus dem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize. Dafür werden die experimentell ermittelten Spannungskomponenten σ_1 und σ_2 verwendet. Die Methode für die Optimierung ist in Bild 59 dargestellt. Zunächst wird der mittlere quadratische Fehler zwischen dem experimentell bestimmten Punkt unter ebener Dehnung und der identifizierten Kurve berechnet. Anschließend wird der mittlere quadratische Fehler durch Änderung des Exponenten der Fließkurve minimiert. Dies bietet sich an, weil sich die Form der Krümmung mit einer Variation dieses Parameters ändert. Je höher der Fließortsexponent, desto gerader ist der Verlauf der Krümmung der Fließfläche. Ein niedriger m -Wert führt dagegen zu einer runden Kontur. Innere Grenzfläche ist der Verlauf nach Tresca, äußere Grenze die Fließfläche nach von Mises. Mit diesem Verfahren wird der Fließortexponent anhand der experimentellen Daten optimiert. Dabei ist die Methode unabhängig von der Dehnung. Es ist möglich, die Fließortkurve im Fließbeginn an die ebene Dehnung anzupassen,

genauso aber auch bei einem Umformgrad von 0,5. Relevant ist, dass alle genutzten Fließspannungswerte bei einer identischen Vergleichsdehnung herangezogen werden. Wendet man die Methode auf den Werkstoff DCo6 an, ergibt sich der in Bild 60 in schwarz dargestellte Verlauf der Fließfläche. Bei einem Fließortexponenten von $m = 5,60$ wird der Fließsort bei ebener Dehnung, dargestellt als grüner Punkt, korrekt abgebildet. Zum Vergleich ist der konventionell modellierte Fließsort mit einem Fließortexponenten von $m = 6$ in grau gegenübergestellt. Dabei ergibt sich eine Abweichung von 1 % im Bereich der ebenen Dehnung. Unter Berücksichtigung einer isotropen Verfestigung führt der Fehler von 1 % bei hohen Formänderungen zu einer Spannungsdifferenz $\Delta\sigma > 5$ MPa. In Kombination mit der für diesen Werkstoff nachgewiesenen spannungszustandsabhängigen Verfestigung [193] verstärkt sich der initiale Fehler zusätzlich mit steigender Formänderung. Bei konventioneller Modellierung ergibt sich eine Unterschätzung der Fließspannung bei ebener Dehnung. Wird dieses Modell für numerische Berechnungen herangezogen, ist eine zu geringe prognostizierte Blechdicke im Bereich der ebenen Dehnung die Folge.

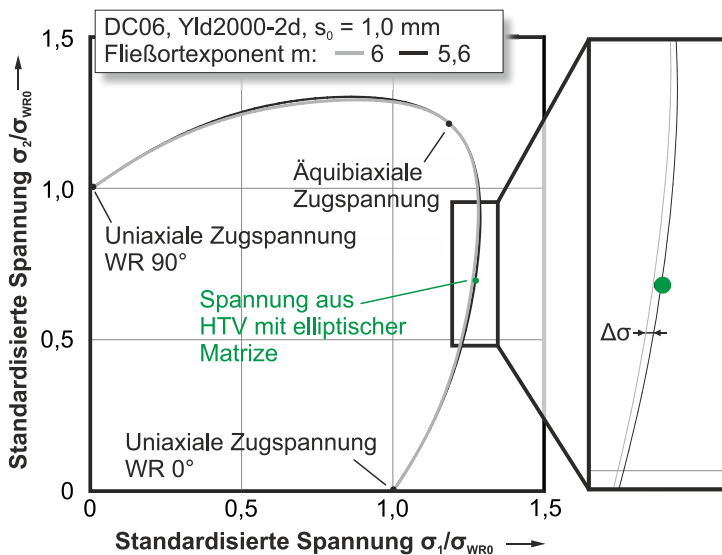


Bild 60: Fließfläche mit und ohne Berücksichtigung der Fließspannung bei ebener Dehnung für den Werkstoff DCo6

Die Überprüfung der Übertragbarkeit der vorgestellten Methode zur Integration der ebenen Dehnung im Fließort erfolgt an den Werkstoffen AA5182 und DP600. Die resultierenden Fließflächengeometrien für den Werkstoff AA5182, unter Berücksichtigung der Fließspannung bei ebener

Dehnung und bei konventioneller Modellparameteridentifikation, sind in Bild 61 dargestellt.

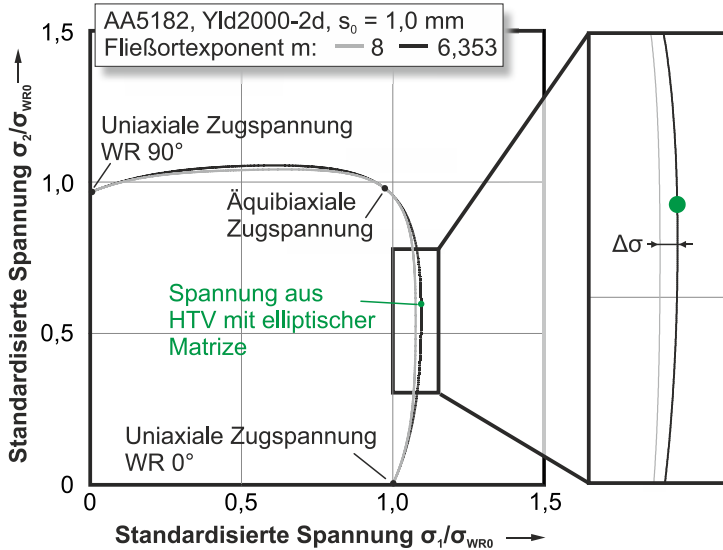


Bild 61: Fließfläche mit und ohne Berücksichtigung der Fließspannung bei ebener Dehnung für den Werkstoff AA5182

Der resultierende Verlauf der Krümmung der Fließfläche für die Aluminiumlegierung ist sowohl für die konventionelle als auch für die optimierte Parameteridentifikation dargestellt. Die sich ergebende Geometrie unterscheidet sich deutlich in den Bereichen der ebenen Dehnung. Im Bereich der ebenen Dehnung weist das konventionelle Modell (grau) einen um 2 % niedrigeren Beginn der plastischen Formänderung in Bezug auf die erste Hauptspannung auf. Dies führt zu einem vorzeitigen Fließen des Werkstoffs und damit zu einem vorzeitigen Erreichen der Formgebungsgrenze durch eine zu hohe prognostizierte Blechausdünnung im Bereich ebener Dehnung. Quantifizieren lässt sich die Fließspannungsdifferenz $\Delta\sigma$ mit 6,1 MPa bei Umformgrad 0,2. Für den Dualphasenstahl führt eine Abbildung der Fließfläche mit einem konventionellen Fließortexponenten oder experimentell basierten Daten zu einem Unterschied $\Delta\sigma = 17,8 \text{ MPa}$ bei einem Umformgrad von 0,29. Die entsprechenden Fließortkurven sind für den Werkstoff DP600 in Bild 62 visualisiert. Wie bei den anderen untersuchten Werkstoffen ist auch für den DP600 eine Unterschätzung der Fließspannung bei ebener Dehnung sichtbar.

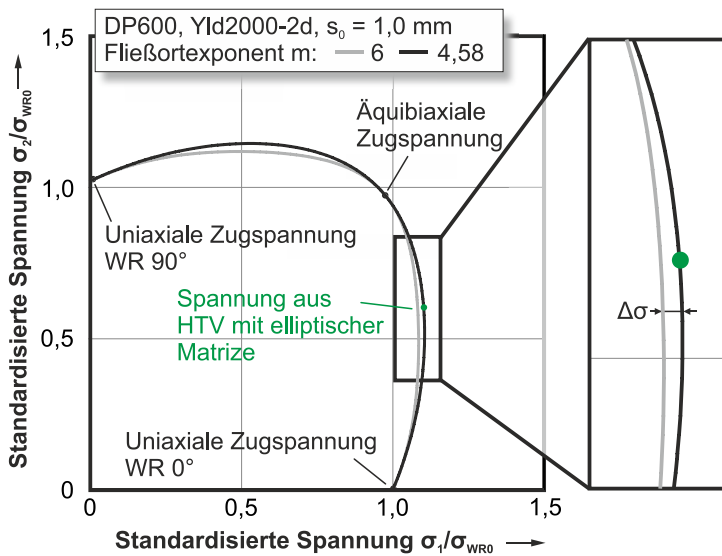


Bild 62: Fließfläche mit und ohne Berücksichtigung der Fließspannung bei ebener Dehnung für den Werkstoff DP600

Über alle untersuchten Werkstoffe hinweg führt die konventionelle Wahl der Fließortexponenten zu einer konventionellen Werkstoffmodellierung mit einer überhöhten Ausdünnungsvorhersage. Grundsätzlich entspricht dies dem Sicherheitsgedanken in der Bauteilauslegung, hat jedoch die Einschränkung, komplexe Bauteile, die in der Realität umformtechnisch herstellbar wären, nicht korrekt numerisch auslegen zu können. Die konventionell genutzten Fließortexponenten haben keinen metallphysikalischen Hintergrund, sondern beruhen auf heuristischen Annahmen zur Werkstoffplastizität. Die experimentell gestützte Wahl des Fließortexponenten bietet für alle Werkstoffe den Vorteil einer zusätzlichen Integration von Werkstoffinformation, ohne ein komplexeres Modell mit mehr Freiheitsgraden aber auch einer höheren Rechenleistung anwenden zu müssen. Weiterhin wird dadurch der kritische Belastungszustand der ebenen Dehnung direkt im Modell berücksichtigt, der entstehende Fehler zwischen Modell und Realität ist somit in diesem kritischen Bereich minimal. Eine bestmögliche Abbildungsgenauigkeit der ebenen Dehnung ist die Folge.

Auf Grundlage dieser Anforderungsdefinition an die Werkstoffmodellierung soll weiterführend untersucht werden, in wieweit die Identifikation eines isotrop verfestigenden Werkstoffmodells die realen Werkstoffeigenschaften korrekt wiedergeben kann. Dafür erfolgt die Bewertung der Modellierungsgüte anhand eines kumulierten Fehlerindikators, der die Diffe-

renz zwischen modellierter Fließspannung und der Fließspannung im Experiment vergleicht. Ziel ist dabei ein minimaler Fehler zwischen Experiment und Realität in allen Spannungszuständen, für die experimentelle Daten zu Grunde liegen.

7.3 Analyse der Prognosequalität mit einem Fehlerschätzer für die Fließspannung

Es konnte nachgewiesen werden, dass sowohl die umformgradabhängige Identifikation der Modellparameter, als auch die Integration des Kennwertes bei ebener Dehnung, die Fließortgeometrie beeinflusst. Da die initial identifizierte Fließfläche zur Abbildung der Verfestigung gleichförmig (isotrop) in allen Spannungszuständen expandiert wird, ergibt sich für Werkstoffe mit Distorsionsverfestigung die wissenschaftliche Fragestellung, bei welchem Umformgrad eine Modellparameteridentifikation zur Definition der Fließflächengeometrie den geringsten Fehler in der Spannungsabbildung ergibt. Bei isotrop verfestigenden Modellen wird für die Werkstoffverfestigung die Fließspannung aus uniaxialen Zugversuchen in Walzrichtung herangezogen, um die Fließortgeometrie gleichförmig in alle Richtungen zu expandieren. Weicht die Fließspannung in einem oder mehreren anderen Spannungszuständen von der Fließspannung aus uniaxialen Zugversuchen ab, wird die Verfestigung der anderen Spannungszustände fehlerhaft abgebildet. Wird die Fließortgeometrie von anisotrop verfestigenden Werkstoffen im Fließbeginn bei einem Umformgrad von 0,002 [47] identifiziert, wird der Fehler zum Werkstoffversagen hin maximal. Wird dagegen der Fließort bei einem höheren Umformgrad identifiziert, ist der Fehler bei diesem Umformgradwert minimal, jedoch entstehen moderate Fehler im Fließbeginn und bei höheren Umformgraden. Der Nutzen aus einer isotropen Expansion der Fließfläche ergibt sich durch die zeit- und kosteneffiziente Werkstoffcharakterisierung und Modellparameteridentifikation von Materialkarten. Eine erhöhte Anzahl an Freiheitsgraden, die durch zusätzliche Werkstofftests identifiziert werden müssten, sind dann nicht notwendig. Weiterhin ist die Rechenzeit dieser numerischen Simulationen höher, als bei einer vereinfachenden Annahme isotroper Verfestigung. Weiterführend erfolgt daher eine Analyse, welcher kumulierte Fehler in der Spannungsvorhersage aus einem isotrop verfestigenden Fließortmodell resultiert, dass bei unterschiedlichen Umformgradwerten identifiziert wurde. Dieser Fehler soll trotz der vereinfachenden Annahme isotroper Verfestigung auf einem niedrigen Niveau verbleiben, beziehungsweise minimal werden.

Ziel ist eine Modellparameteridentifikation bei einem für den Werkstoff idealen Umformgrad, um den global analysierten Fehler der Abbildungsgenauigkeit der Fließspannung zu minimieren. Dafür werden Fließsorte bei unterschiedlichen Umformgraden mit den vorherigen Kapiteln identifizierten idealen Werkstoffparametern modelliert. Diese Modellparameter werden für numerisch berechnete Ein-Element-Tests herangezogen. Die Beanspruchung entspricht dabei den Beanspruchungsfällen in experimentell ermittelten Fließkurven aus uniaxialen Zugversuchen sowie aus hydraulischen Tiefungsversuchen mit elliptischer und runder Matrize. Die Berechnung des Fehlers erfolgt durch die auf die experimentell ermittelte Fließspannung normierte Differenz der Integrale der Fließkurve aus Experimenten und den numerisch gerechneten Ein-Element Tests bei gleichem Lastfall. Dies entspricht dem Abbildungsfehler der plastischen Arbeit zwischen Modell und Realität und ist über die Fläche zwischen den zwei Kurven visualisierbar. Das methodische Vorgehen ist schematisch in Bild 63 dargestellt.

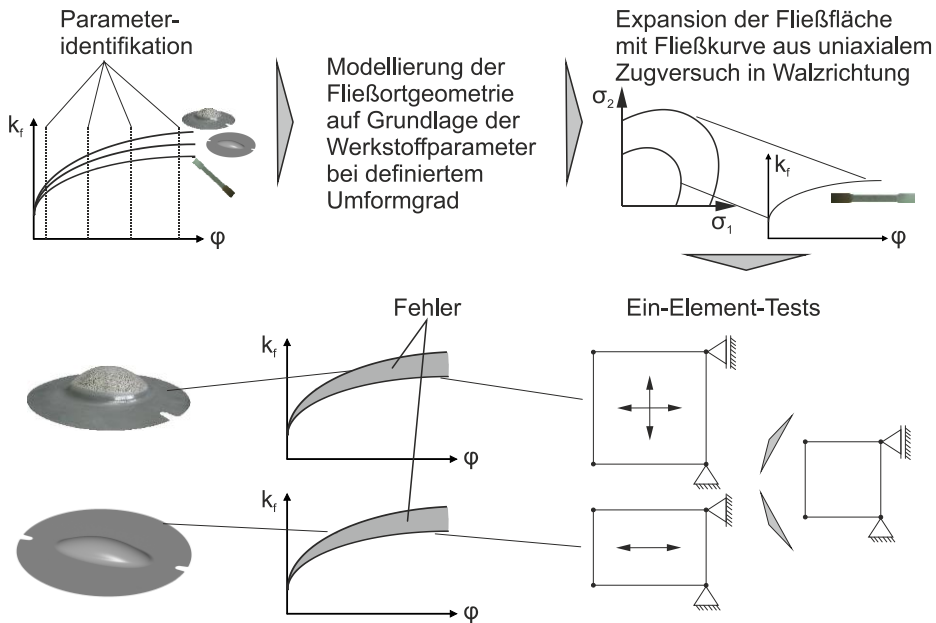


Bild 63: Methodisches Vorgehen zur Auswertung der Fehlerfläche und für die Bewertung der Strategie zur Identifikation der Modellparameter

Die Analyse erfolgt für die Spannungszustände bei ebener sowie bei äquibiaxialer Dehnung. Eine Auswertung des Fehlers zwischen uniaxialer Fließspannung aus dem Experiment und der numerisch berechneten Fließkurve

auf Grundlage des Materialmodells würde zu keiner signifikanten Abweichung führen. Lediglich ein Fehler aufgrund der Interpolation zwischen den numerisch berechneten Zeitinkrementen sowie durch das verwendete Approximationsmodell von Hockett-Sherby [80] zur Darstellung der isotropen Verfestigung, führen zu geringfügigen Abweichungen.

Die Bewertung der Qualität der Modellparameteridentifikation für die Abbildung der Spannung bei ebener Dehnung ergibt die in Bild 64 dargestellten Differenzen zur experimentell ermittelten Fließkurve. Gegenübergestellt sind die sich ergebenden Differenzen der experimentellen sowie der modellierten Fließspannung. Das Piktogramm unten im Diagramm zeigt den Belastungszustand an, der für Experiment und Simulation zugrunde liegt, in diesem Fall die ebene Dehnung. Da bei den numerischen Simulationen eine isotrope Verfestigung angenommen wird, sind die Kurvenverläufe qualitativ ähnlich. Ein Unterschied resultiert jedoch im x-Achsen Durchgang und in der Höhe des entstehenden mittleren Fehlers. Diese mittleren Fehler sind jeweils im Diagramm direkt als Zahlenwert vermerkt. Eine ideale Abbildung des realen Werkstoffverhaltens würde zu einem konstanten Verlauf entlang der x-Achse führen.

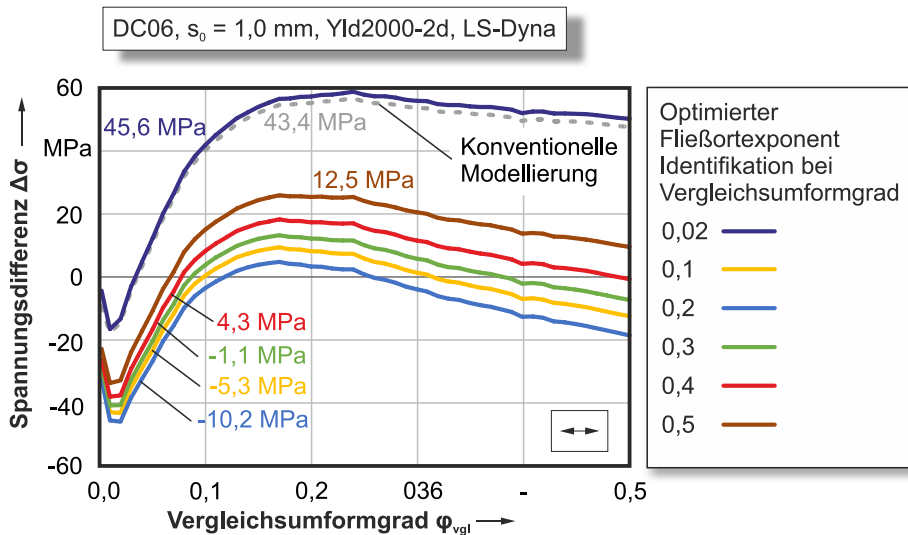


Bild 64: Abweichung der modellierten von der experimentell ermittelten Fließspannung bei ebener Dehnung des Werkstoffs DC06

Wie groß die reale Abweichung zwischen Modell und Experiment ist, und bei welcher Formänderung diese Diskrepanz am größten wird, lässt sich anhand der Kurven visualisieren. Für den Werkstoff DC06 erfolgen die Analysen auf Grundlage der konventionell identifizierten Fließfläche sowie

der idealen Parameteridentifikation bei den Vergleichsdehnungen von 0,02 und 0,1 bis 0,5 in einer Schrittweite von 0,1. Da der Unterschied der Fließortkurven zwischen konventioneller und optimierter Identifikation bei einem Vergleichsumformgrad von 0,002 der in Abschnitt 7.2 analysierten Differenz entspricht, wird dieser optimierte Fließort in dieser Darstellung nicht gesondert berücksichtigt.

Wie zu erwarten, ist für die konventionelle Modellierung eine geringe Abweichung zum Experiment im Bereich niedriger Formänderungen erkennbar. Durch die anisotrope Verfestigung des Werkstoffs, steigt der Fehler in der Abbildung bis zu einem Umformgrad von 0,2 auf über 50 MPa an. Ab dieser plastischen Dehnung stagniert der Fehler auf gleichbleibend hohem Niveau. Eine vergleichbare Abbildungstreue ist auch für den bei 0,02 modellierten Fließort zu erkennen. Auch hier resultiert die vergleichsweise schlechte Abbildung auf der anisotropen Verfestigung. Umgekehrt zeigen die Verläufe der Modelle, die ab einem Umformgrad von 0,1 identifiziert wurden, einen hohen Fehler bei niedrigen Formänderungen. Die Abbildungsgenauigkeit bei hohen Formänderungen ist dagegen wesentlich besser mit einer Abweichung < 20 MPa. Wird der Mittelwert der resultierenden Kurven bewertet, ist das Modell, das bei einem Umformgrad von 0,3 identifiziert wurde, mit einem mittleren Fehler von -1,1 MPa am besten geeignet, das Werkstoffverhalten abzubilden. Im Vergleich dazu ist der mittlere Fehler bei einer konventionellen Modellparameteridentifikation mit 43,4 MPa signifikant höher. Dies bedeutet, dass die Modellparameteridentifikation bei höheren Umformgraden den Bereich der ebenen Dehnung zu einem deutlich reduzierten Fehler in der Fließspannung führt. Dies ist in besonderem Maße wichtig, da die Ebene Dehnung durch das minimale Formänderungsvermögen in besonderem Maße relevant für eine korrekte Prozessauslegung ist.

Bei Analyse der Abbildungsgüte bei äquibiaxialer Dehnung entstehen die in Bild 65 dargestellten Verläufe der Spannungsdifferenz. Vergleichbar zu den Ergebnissen bei ebener Dehnung ist auch für diese Belastungsart das konventionell identifizierte Modell nur bei niedrigen Formänderungen präzise. Bei hoher plastischer Dehnung führt dieses Modell zu einer Abweichung von mehr als 30 MPa zwischen dem experimentellen und dem numerischen Wert der Fließspannung. Die Modelle, die bei einem Umformgrad von 0,02 sowie 0,5 identifiziert wurden, befinden sich auf einem vergleichbaren Niveau, den Abbildungsfehler betreffend. Dies liegt an der gleichen Differenz zwischen uniaxialer Zugspannung und äquibiaxialer Spannung bei diesen Umformgradwerten, vgl. Bild 16 rechts. Die Parame-

teridentifikation zwischen 0,1 und 0,4 führt zu einer im Mittel guten Abbildungstreue, jedoch mit einer deutlichen Unterschätzung der Fließspannung bei hohen Umformgradwerten von mehr als 20 MPa. Dies führt, wie in Kapitel 6 ausgewertet, zu einer zu geringen Blechdickenprognose in der Simulation. Ein Blick auf die mittleren Werte der Spannungsdifferenz ergibt ein Minimum mit 3,4 MPa bei einer Identifikation des Modells bei Umformgrad 0,4. Im Vergleich dazu führt eine konventionelle Modellierung zu einem mittleren Fehler von 33,7 MPa.

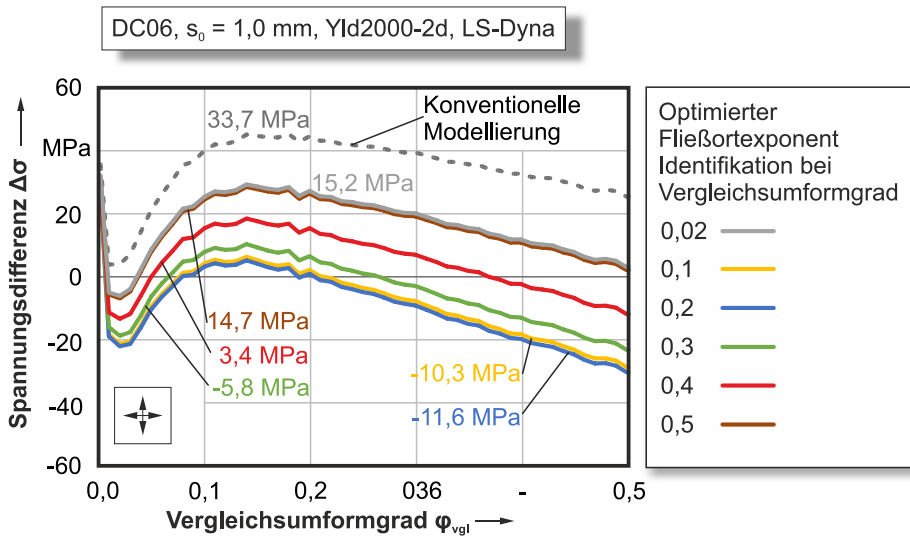


Bild 65: Abweichung der modellierten von der experimentell ermittelten Fließspannung bei äquibiaxialer Dehnung des Werkstoffs DCo6

Um ein Maß der Abbildungsgenauigkeit aller identifizierten Modelle zu erhalten und alle Modelle bewerten zu können, erfolgt die Bestimmung der Fehlerfläche. Diese entspricht dem Integral der Kurven und beschreibt den prognostizierten Fehler der plastischen Arbeit im entsprechenden Belastungszustand. Für die analysierten Bereiche der äquibiaxialen sowie der ebenen Dehnung sind die entstehenden Fehler für alle Modellparametersätze in Bild 66 zusammengestellt. Für die äquibiaxiale Dehnung zeigt sich, dass eine Parameteridentifikation im Fließbeginn zu einem doppelt so hohen Fehler führt, wie bei einem höheren Umformgrad. Der Einfluss der Fließflächenkontur, die durch den Fließortexponenten eingestellt wird, beeinflusst die Stützstelle bei äquibiaxialer Dehnung im Modell nicht, da dieser Spannungswert am definierten Vergleichsumformgrad direkt in die Fließortkurvenidentifikation mit einfließt und damit immer korrekt abge-

bildet wird. Auch bei ebener Dehnung ist die konventionelle Modellierungsstrategie mit einem doppelt so hohen Fehler behaftet, verglichen mit den im Rahmen dieser Arbeit erarbeiteten Modellierungsstrategien. Die Modellparameteridentifikation ab einem Vergleichsumformgrad von 0,1 sowie der Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung führt zu einer Verringerung des Fehlers in der Abbildung um über 60 %.

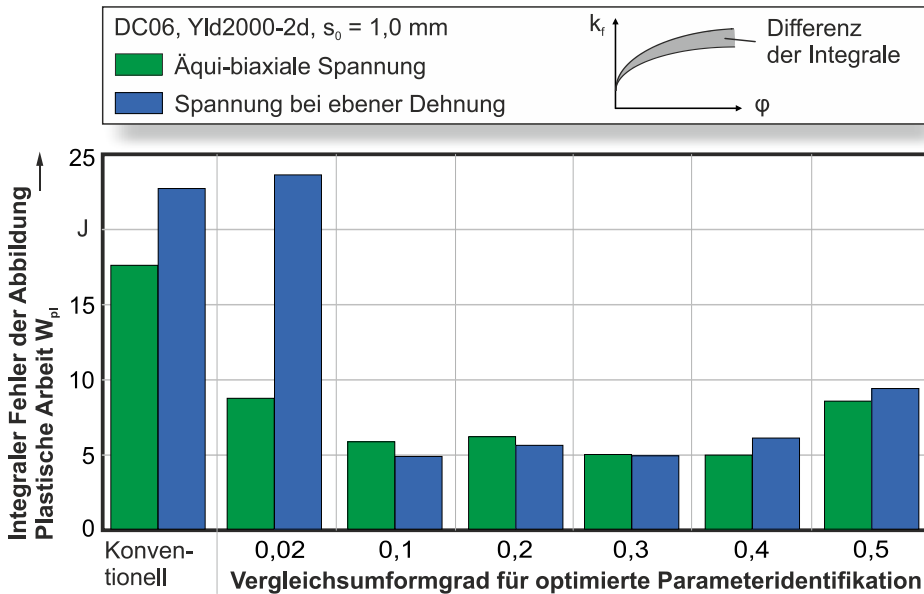


Bild 66: Fehler der plastischen Arbeit bei der Abbildung im Werkstoffmodell für den Zustand der ebenen (a) und äqui-biaxialen (b) Dehnung in Abhängigkeit des Umformgrads für die Modellparameteridentifikation

Auf Grundlage der für den Werkstoff DCo6 durchgeführten Analysen, lassen sich folgende Erkenntnisse ableiten:

- Die Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung führt zu einer Reduktion des Fehlers in der Abbildung der Fließspannung.
- Aufgrund der spannungszustandsabhängigen Verfestigung ist der resultierende Fehler der modellierten Fließspannung maximal bei einer Modellparameteridentifikation mit Werten im Fließbeginn.
- Der mittlere Fehler ist bei einer Modellparameteridentifikation in einem Umformgradbereich von 0,3 – 0,4 am geringsten.
- Das Integral des Fehlers ist bei einer Modellparameteridentifikation in einem Umformgradbereich von 0,1 – 0,4 auf einem gleichbleibend niedrigen Niveau.

Auf Grundlage dieser Erkenntnisse ist eine Modellparameteridentifikation bei höheren Umformgraden für diesen Werkstoff empfehlenswert. Der Fehler in der Abbildung kann dadurch signifikant reduziert werden. Durch eine Bewertung des integralen Fehlers zwischen modellierter und experimenteller Fließspannung kann der Bereich zwischen 0,1 und 0,4 für eine Identifikation des Fließortmodells empfohlen werden. Wird zusätzlich der mittlere Fehler für die Bewertung herangezogen, kann der Umformgradbereich auf 0,3 – 0,4 eingegrenzt werden. Einschränkend muss zusätzlich auch die Werkstoffschädigung mit in Betracht gezogen werden, da sich mit beginnender Schädigung das Werkstoffverhalten verändert. Dies darf nicht Eingang in die Modellierung der Fließverhaltens finden. Aus diesem Grund sind hohe Umformgradwerte oberhalb der Grenzformänderung für die Modellparameteridentifikation nicht geeignet.

Die Überprüfung, ob die Analysemethode sowie die daraus resultierenden Erkenntnisse auf andere Werkstoffe übertragen werden können, erfolgt anhand der Werkstoffe AA5182 und DP600. Für den Aluminiumwerkstoff ist keine Sensitivität in der Abbildungsgenauigkeit bei der Parameteridentifikation in Abhängigkeit des Umformgrads zu erwarten, da in der experimentellen Kennwertermittlung keine Spannungszustandsabhängigkeit erkannt wurde. Die Berücksichtigung der Fließspannung bei ebener Dehnung im Materialmodell sollte zur Verringerung des Fehlers des Modells führen. Die Analyse für diesen Werkstoff erfolgt neben der konventionellen Modellierung anhand von drei Umformgradwerten, bei denen eine ideale Parameteridentifikation durchgeführt wird: 0,02, 0,1 und 0,2. Die resultierenden Fehler der Modelle sind in Bild 67 zusammengefasst. Bei Analyse der entstehenden Fehler im Zustand der ebenen Dehnung (links) wird deutlich, dass die Berücksichtigung der Fließspannung den Fehler der plastischen Arbeit deutlich reduziert. Die Abbildung der äquibiaxialen Fließspannung ist für alle Modelle gleichermaßen gut. Dies bedeutet, dass bei Nichtvorhandensein einer spannungszustandsabhängigen Werkstoffverfestigung die Wahl des Vergleichsumformgrads, bei dem die Modellparameter identifiziert werden, eine untergeordnete Rolle spielt. Dies bedeutet, dass für den AA5182 eine vereinfachte, ressourcen- und zeiteffiziente Werkstoffcharakterisierung ausreichend ist.

Auch für den Dualphasenstahl DP600 ist eine Verringerung des Abbildungsfehlers durch die Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung zu erwarten. Dieser Werkstoff weist zudem eine Dehnungsabhängigkeit der Werkstoffanisotropie auf. Die spannungsbasierten Kennwerte des DP600 zeigen diese Umformgradabhängigkeit jedoch nicht. Die Analysen erfolgen anhand der Modelle, die bei Vergleichsumformgraden von 0,02

und 0,1 bis 0,4 in einer Schrittweite von 0,1 identifiziert werden. Dem gegenübergestellt wird das konventionell identifizierte Modell.

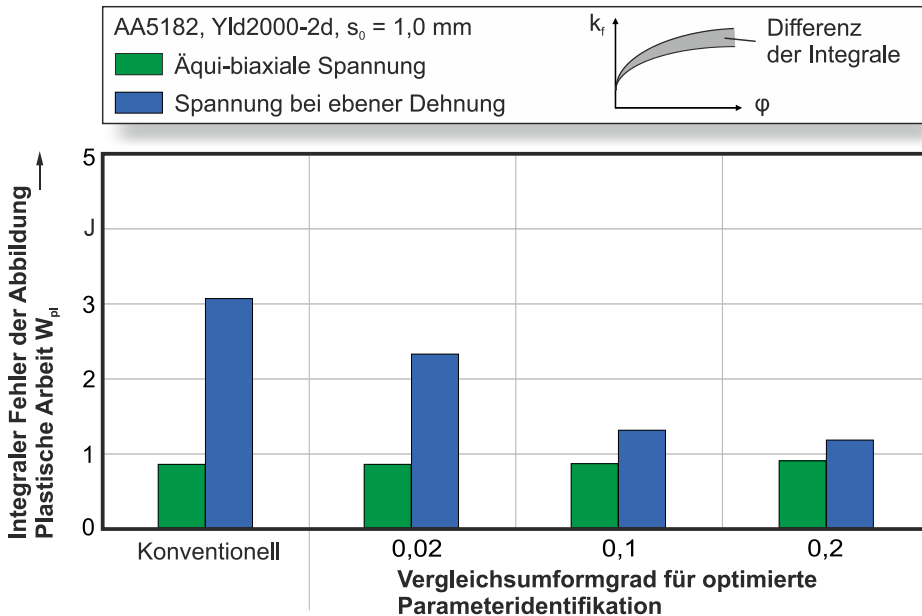


Bild 67: Fehler der plastischen Arbeit bei der Abbildung im Werkstoffmodell für den Zustand der ebenen (a) und äqui-biaxialen (b) Dehnung in Abhängigkeit des Umformgrads für die Modellparameteridentifikation des Werkstoffs AA5182

Die resultierenden Fehler in der Abbildung sind in Bild 68 visualisiert. Es zeigt sich, dass auch für diesen Werkstoff eine Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung zu einer signifikanten Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit führt. Aufgrund der sich mit dem Umformgrad ändernden Anisotropie ist das Modell, welches bei einem Umformgrad von 0,02 identifiziert wurde nicht in gleichem Maße geeignet, wie Modelle, deren Parameter bei höheren Umformgraden bestimmt wurden. Ein Einfluss auf die Spannungsprognose bei äqui-biaxialer Belastung ist erwartungsgemäß nicht erkennbar, da sich die Anisotropie in diesem im Modell direkt als Spannungswert berücksichtigten Punkt nicht auswirkt.

Zusammenfassend für alle Werkstoffe lassen sich Gesetzmäßigkeiten in Bezug zum Einfluss auf die Abbildungsgüte ableiten. Diese sind für die untersuchten Werkstoffe in Tabelle 10 zusammengefasst, wobei (+) einer positiven Beeinflussung, (o) keinem Einfluss und (-) einer schlechten Abbildung entspricht. Grundsätzlich kann festgestellt werden, dass die Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung die Abbildungsqualität positiv beein-

flusst. Für Werkstoffe, die eine Spannungszustandsabhängigkeit der Werkstoffverfestigung aufweisen, ist eine Parameteridentifikation bei hohen Umformgraden $\geq 0,1$ zu empfehlen.

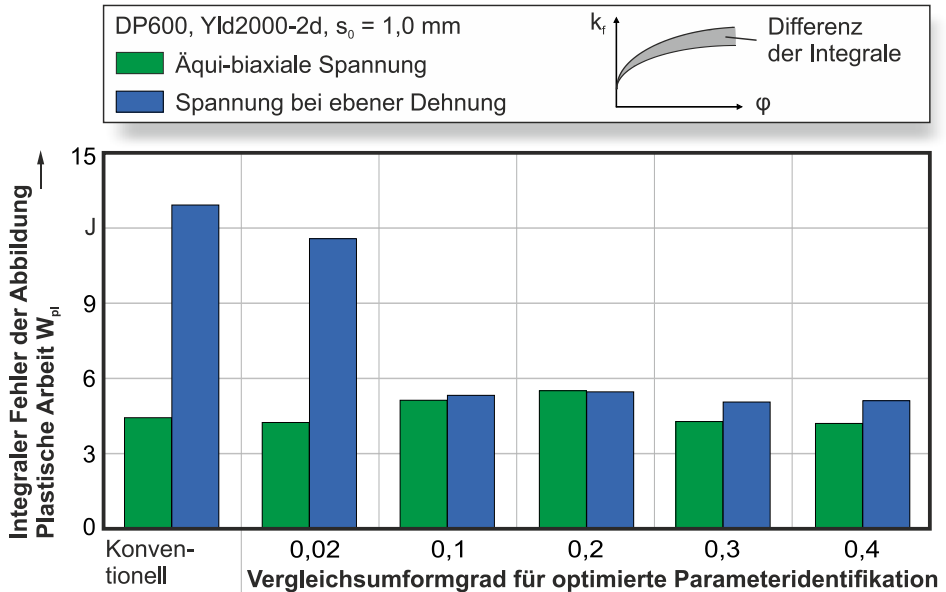


Bild 68: Fehler der plastischen Arbeit bei der Abbildung im Werkstoffmodell für den Zustand der ebenen (a) und äqui-biaxialen (b) Dehnung in Abhängigkeit des Umformgrads für die Modellparameteridentifikation des Werkstoffs DP600

Tabelle 10: Bewertung des Einflusses der Modellierungsstrategie auf die Abbildungsqualität für die untersuchten Werkstoffe. (+) positiv, (o) kein Einfluss, (-) negativ

Modellierung	DCo6	DP600	AA5182
Konventionell	-	-	-
Optimierter Fließortexponent	+	+	+
Umformgradabhängige Identifikation	+	+	o

Weist ein Werkstoff keine spannungszustandsabhängige Verfestigung auf, jedoch ein evolutionäres Verhalten der Anisotropiekennwerte, ist ebenfalls eine Bestimmung der Modellparameter bei hohen Umformgraden $\geq 0,1$ zielführend. Trifft keines dieser Teilaspekte der Distorsionsverfestigung auf

einen Werkstoff zu, wie beispielsweise bei AA5182, ist eine Parameteridentifikation im Fließbeginn gleichermaßen geeignet wie eine Identifikation bei höheren Umformgraden.

In der Werkstoffmodellierung ist die anisotrope Verfestigung des Werkstoffs DCo6 maßgeblicher Einflussnehmer auf die schlechte Prognosequalität. Allgemein ergibt sich ab einem Umformgrad von 0,1 eine gleichbleibende Genauigkeit der Abbildungstreue. Dies gilt sowohl für den Zustand der ebenen Dehnung als auch für die äquibiaxiale Formänderung. Je nach Vergleichsumformgrad, bei dem die Modellparameter identifiziert werden, entsteht ein Minimum des Abbildungsfehlers im Bereich dieses Vergleichsumformgrads, da der experimentelle Wert direkt im Modell hinterlegt ist. Daraus resultiert die Frage, welcher Umformgrad für die Modellparameteridentifikation zielführend ist, um den Umformprozess ideal abbilden zu können.

7.4 Definition eines prozessabhängigen Indikators

Im vorangegangenen Abschnitt wurde gezeigt, dass eine Werkstoffmodellierung abhängig vom Umformgrad ist, bei dem die Modellparameteridentifikation stattfindet. Dabei konnte nachgewiesen werden, dass eine Verbesserung eintritt, wenn bei einem Umformgrad von 0,1 oder oberhalb dieses Wertes die Modellparameter ermittelt werden. Da jedoch der Fehler zwischen modellierter und experimentell ermittelter Fließkurve für alle analysierten Modellparameter auf einem konstanten Niveau ist, wird eine Analyse des Umformprozesses durchgeführt, um nicht nur werkstoffseitig, sondern auch eine für den Formgebungsprozess ideale Modellparameteridentifikation definieren zu können. Dies erfolgt auf Grundlage einer Bewertung der resultierenden Blechausdünnung, um einen mittleren Umformgrad abzuleiten. Dafür wird in dem numerisch berechneten Prozess die Blechdickenreduktion für jedes Element ausgewertet. In Elementen, in denen die Ausdünnung einen kritischen Wert von 15 % Ausdünnung überschreitet, wird der Vergleichsumformgrad über das Vergleichsdehnungskriterium nach von Mises ermittelt. Aus allen Elementen, auf die das Ausdünnungskriterium zutrifft, wird dann für die Mittelwertbildung die Vergleichsdehnung herangezogen. Anhand dieses identifizierten Indikators $\Delta\phi$ kann nachfolgend eine optimierte Werkstoffmodellierung durchgeführt werden, bei der einerseits die Beanspruchung unter ebener Dehnung berücksichtigt wird, andererseits der Fehler der numerischen Abbildung zum Prozessende hin abnimmt. Die Quantifizierung des Grades der Verbesserung in der Abbildungsgenauigkeit erfolgt anhand der Gegenüberstellung

von Simulationen mit tiefgezogenen Bauteilen. In den numerischen Simulationen werden dabei Materialmodelle hinterlegt, deren Parameter optimiert identifiziert wurden. Parallel dazu erfolgt eine Analyse mit konventionell ermittelten Parametern. Das Vorgehen zur Identifikation dieses prozesseitigen Indikators ist in Bild 69 verdeutlicht.

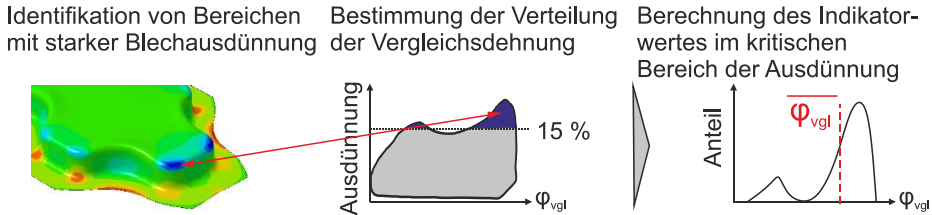


Bild 69: Methodisches Vorgehen zur Identifikation eines prozesseitigen Indikators für eine ideale Wahl der Vergleichsdehnung zur Modellparameteridentifikation

Im Gegensatz zu den leistungsstarken Indikatoren, die von Brosius erarbeitet wurden, bezieht sich dieser Indikator auf die Dehnung bei kritischer Ausdünnung im Bauteil. Die unter Brosius entwickelten Indikatoren für eine angepasste Werkstoffcharakterisierung beziehen sich beispielsweise auf Geometrieaspekte von Bauteil und Platine [Po8], auf die sich ändernde Werkstoffanisotropie [Po8] oder auf Lastwechsel innerhalb des Formgebungsprozesses [223].

Auf Grundlage des numerisch berechneten Prozesses erfolgt die Analyse der Blechdickenreduktion. Zusätzlich wird für jedes Element der Vergleichsumformgrad bestimmt. Die Vorgehensweise ist ähnlich zu einem Sicherheitsbeiwert, der konventionell bei der numerischen Prozessauslegung angewendet wird, um die experimentell ermittelte Grenzformänderung um 10 bis 20 % zu reduzieren [224]. Aus diesem Grund wird der Bereich, der eine Blechausdünnung von mehr als 15 % aufweist, ausgewertet. Somit werden nur die Elemente berücksichtigt, die signifikant ausdünnen und in Hinblick auf ein mögliches Bauteilversagen entscheidend sind. Für das im Rahmen dieser Untersuchungen genutzte Kreuznapfbauteil ergeben sich bei einer konventionellen Parameteridentifikation des Modells Yld2000-2d [47] die in Bild 70 dargestellten kritischen Areale der Probe sowie die resultierende Blechdickenverteilung über die plastische Vergleichsdehnung. In dieser Verteilung lassen sich zwei markante Bereiche identifizieren. Der erste Bereich ist über den Grenzwert von 15 % Blechausdünnung gekennzeichnet. Diese starke Ausdünnung tritt bei biaxialen Zugspannungen in den Stempelkantenrundungen auf. Der zweite charakteristische Bereich ist über eine Vergleichsdehnung oberhalb von 60 % gekennzeichnet. Elemente, für die dieses Kriterium zutreffend ist, zeigen eine Scherbelastung.

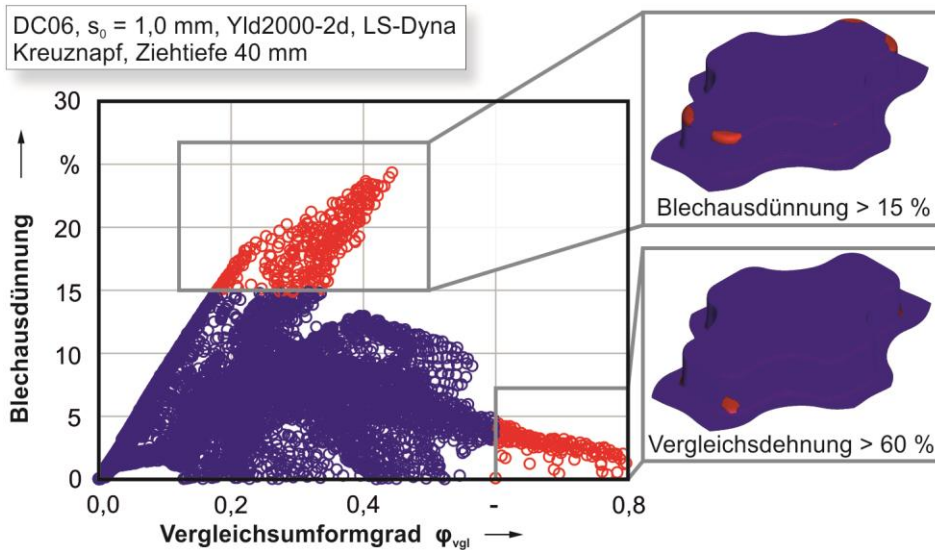


Bild 70: Numerisch berechnete Dehnungsverteilung des Kreuznapfbauteils für den Werkstoff DC06

Da über 80 % der Versagensfälle bei Tiefziehprozessen unter biaxialen Zugspannungen, überwiegend bei ebener Dehnung, auftreten, ist diese Zone, die kritisch für einen Schertrennbruch ist, für eine Definition des prozessabhängigen Indikators nicht relevant. Die Identifikation erfolgt daher lediglich für die Elemente, die eine signifikante Ausdünnung aufweisen. Eine Bewertung aller Elemente, die in die Kategorie der kritischen Blechausdünnung eingeordnet werden, ergibt einen Wert des Indikators von 0,318 für den Werkstoff Dco6. Mit diesem Wert erfolgt weiterführend eine Modellparameteridentifikation. Auf Grundlage dieses Modells wird bewertet, wie hoch der Grad der Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit einzustufen ist.

Der Nachweis der Übertragbarkeit dieser Bewertungsmethode erfolgt anhand des Dualphasenstahls DP600. Die Anwendung auf den Aluminiumwerkstoff ist möglich, führt aber zu keinem Mehrwert die Abbildungsgenauigkeit betreffend, da keine spannungszustandsabhängige Verfestigung erkannt werden konnte. Die Definition eines Indikators für die Modellierung ist daher für den AA5182 nicht notwendig. Die Analyse des Umformprozesses anhand des DP600 führt zu der in Bild 71 gezeigten Verteilung der Ausdünnung über den Vergleichsumformgrad. Für diesen Werkstoff ergibt sich trotz einer um 10 mm geringeren Ziehtiefe eine zum DC06 vergleichbare Blechausdünnung. Diese ist bei einem Vergleichsum-

formgrad von 0,39 zu verzeichnen, während der Tiefziehstahl eine Blechdickenreduktion von 25 % bei einem Vergleichsumformgrad von 0,44 aufweist. Somit ergibt sich ein geringerer Indikatorwert von 0,293 für den Dualphasenstahl. Begründet wird dieser Unterschied durch den niedrigeren r -Wert des DP600, wodurch der Stofffluss vorzugsweise aus der Blechdickenrichtung stattfindet und eine Blechausdünnung forciert.

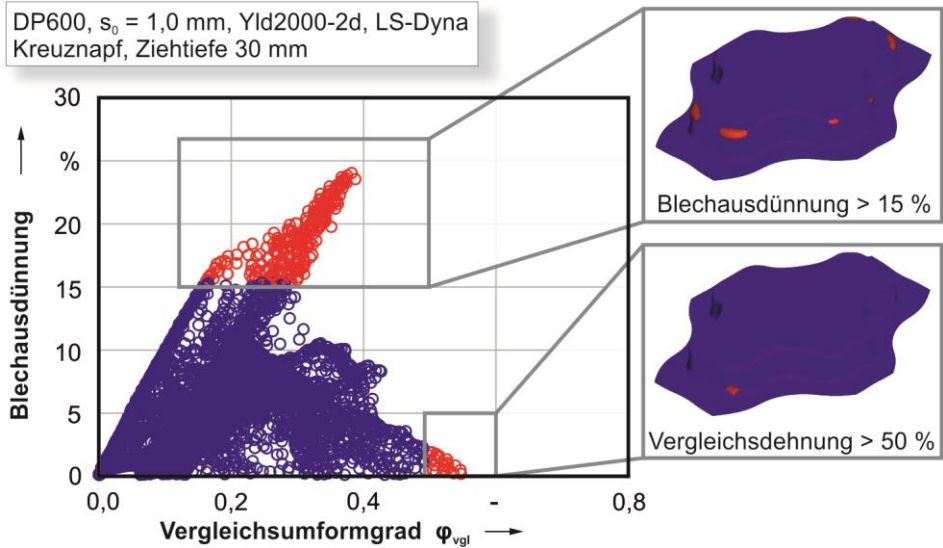


Bild 71: Numerisch berechnete Dehnungsverteilung des Kreuznapfbauteils für den Werkstoff DP600

Die Identifikation eines prozess- und werkstoffabhängigen Indikators ist über eine Analyse der Blechausdünnung möglich. Da die Werkstoffanisotropie Einfluss auf die resultierende Dehnungs- und somit Ausdünnungsverteilung nimmt, können Prozess und Werkstoff für diese Bewertung jedoch nicht separiert analysiert werden. Für den Anwender bedeutet dies, dass auf Basis einer konventionellen Werkstoffmodellierung, die für die numerische Abbildung eines Umformprozesses herangezogen wird, der Indikator identifiziert wird, um einen Anhaltspunkt über die vorliegende Dehnung zu erhalten. In diesem Kontext ist es jedoch wichtig, die Werkstoffschädigung mit in Betracht zu ziehen. Ergeben sich zu hohe Werte des Indikators, kann der Werkstoff bereits eine Schädigung aufweisen. Je nach Werkstoff kann das bereits ab 50 % der Maximaldehnung möglich sein [222]. In so einem Fall muss geprüft werden, ob der Werkstoff bereits eine Vorschädigung erfahren hat, bevor dieser Indikatorwert für die Modellparameteridentifikation herangezogen wird.

7.5 Bewertung der maßgeschneiderten Werkstoffmodellierung

Bewertet werden die in den vorangegangenen Kapiteln erarbeiteten Methoden für die optimierte Identifikation von Werkstoffmodellen anhand der Blechdickenverteilung eines Beispielprozesses. Dafür werden einerseits Kreuznapfbauteile, wie in Abschnitt 4.2.8 beschrieben, umformtechnisch hergestellt. Parallel dazu erfolgt die numerische Abbildung des Umformprozesses einerseits mit einem konventionell identifizierten Werkstoffmodell, andererseits mit der werkstoffabhängig effizienten Parameteridentifikation auf Grundlage des Indikators. Zusätzlich werden weitere Modelle bei definierten Vergleichsumformgradwerten identifiziert, um den Mehrwert der in Abschnitt 7.4 erarbeiteten Methode zur Identifikation eines idealen Umformgrads zu verifizieren. Somit ergeben sich für die untersuchten Stahlwerkstoffe jeweils vier Simulationen. Die Modellierung des Aluminiumwerkstoffs wird anhand von zwei Simulationen bewertet, da keine Umformgradabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften vorliegt und für jeden Umformgradwert eine vergleichbare Fließortgeometrie identifiziert wird. Die Prozessparameter sind für alle Werkstoffe Tabelle 11 zu entnehmen.

Tabelle 11: Prozessparameter für die Versuchswerkstoffe

Werkstoff	DCo6	DP600	AA5182
Reibzahl	0,085	0,078	0,053
Ziehtiefe	40 mm	30 mm	25 mm
Niederhalterkraft	400 kN	400 kN	200 kN

Die in der Numerik hinterlegte Reibzahl wird für alle Werkstoffe mit dem Ein-Plättchen-Stauchversuch kontaktdruckabhängig charakterisiert und fließt als Durchschnittswert ein [P15]. Die jeweilige modellierte Ziehtiefe und Niederhalterkraft (F_{NH}) entsprechen dem Realprozess. Das methodische Vorgehen für die Analyse und Bewertung der Identifikationsstrategien ist in Bild 72 dargestellt. Der Analyseschnitt folgt den in Abschnitt 7.4 identifizierten Zonen mit dominanter Blechausdünnung in der Stempelkantenrundung und hoher Vergleichsformänderung im Übergang zum Flansch. Der Schnitt folgt einem Winkel von 45° zur langen Hauptachse des Bauteils durch den seitlichen Stempelradius. Die Auswertung erfolgt sowohl für die Realbauteile als auch für die numerischen Ergebnisse. Dazu werden jeweils drei Realbauteile einer Konfiguration mit den in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen Methoden digitalisiert.

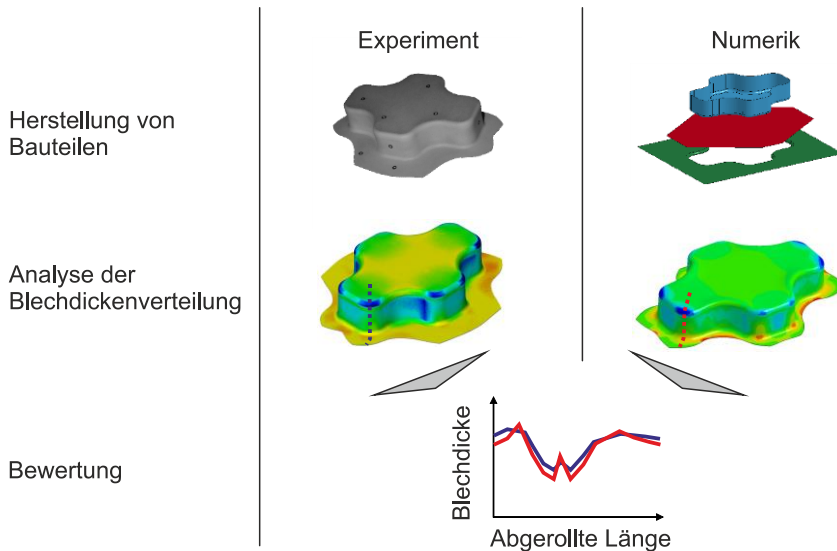


Bild 72: Methodisches Vorgehen zur Bewertung der Abbildungsgenauigkeit der Materialmodelle

Bei Analyse der numerischen und der experimentellen Kreuznapfbauteile aus dem Werkstoff DCo6 ergeben sich die in Bild 73 dargestellten Verteilungen. Für das tiefgezogene Bauteil kann eine minimale Blechdicke von 0,76 mm in der Stempelkantenrundung identifiziert werden. Die minimalen Blechdicken der simulierten Bauteile weisen eine starke Streuung je nach Identifikationsstrategie auf. Die konventionelle Modellierung führt zu einer signifikanten Unterschätzung der resultierenden Blechdicke von 0,72 mm. Ein vergleichbares Ergebnis liefert das Modell, das bei einem Umformgrad von 0,5 identifiziert wurde. Eine zu positive Prognose, die Blechdicke betreffend, liefert das Modell mit Parameteridentifikation bei 0,1. Das Modell, das auf Grundlage des Indikators identifiziert wurde, prognostiziert eine Ausdünnung mit einem Fehler von 0,01 mm. Eine Auswertung des Linienschnitts in 45° Winkel durch die Stempelkantenrundung, wie in Bild 73 unten dargestellt, verdeutlicht die Prognosegüte des Modells mit optimierter Parameteridentifikation.

Der Bereich der hohen Ausdünnung mit zwei lokalen Minima wird mit dem optimierten Modell (grüne Kurve) korrekt abgebildet. Auch die Parameteridentifikation bei einem Umformgrad von 0,1 führt zu einem geringen Fehler in der Abbildung. Generell ist die Integration der ebenen Dehnung in das Materialmodell vorteilhaft für die Prognosegüte. Die größte Abweichung zwischen Modell und Experimenten entsteht bei einem Vergleich

mit dem konventionell identifizierten Materialmodell. Anhand dieser Analyse kann die Parameteridentifikation auf Grundlage des prozess- und werkstoffabhängigen Indikators verifiziert werden.

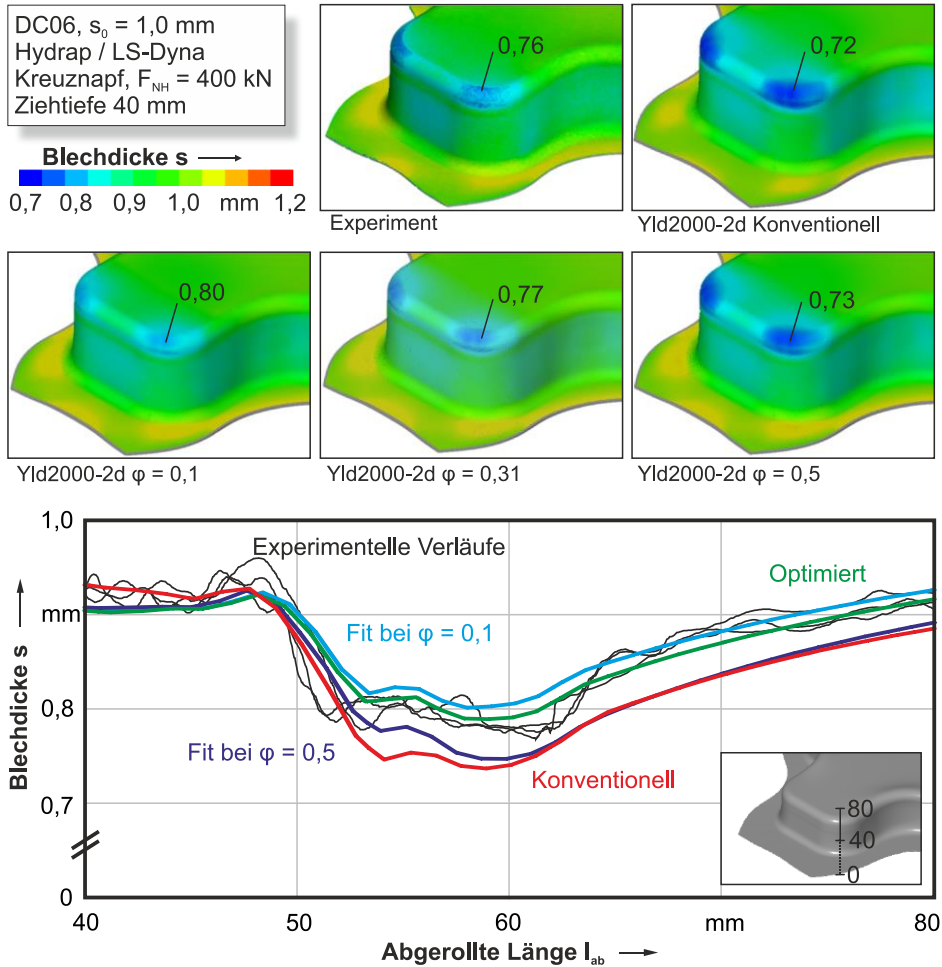


Bild 73: Blechdickenverteilung der Kreuznapfbauteile des Werkstoffs DC06

Die als Referenz durchgeführten Simulationen bei einem Umformgrad von 0,1 sowie 0,5 zeigen eine verminderte Abbildungsgüte. Der entstehende Mehraufwand in der Werkstoffcharakterisierung für die numerische Analyse des Tiefziehprozesses ist somit gerechtfertigt, da eine Steigerung der Abbildungsgenauigkeit resultiert. Die Übertragbarkeit der Methode wird anhand der Werkstoffe DP600 und AA5182 nachgewiesen. Bild 74 zeigt die resultierenden Verteilungen der Blechdicke für den Werkstoff DP600. Bei

Auswertung des tiefgezogenen Bauteils ergibt sich eine minimale Blechdicke von 0,67 mm.

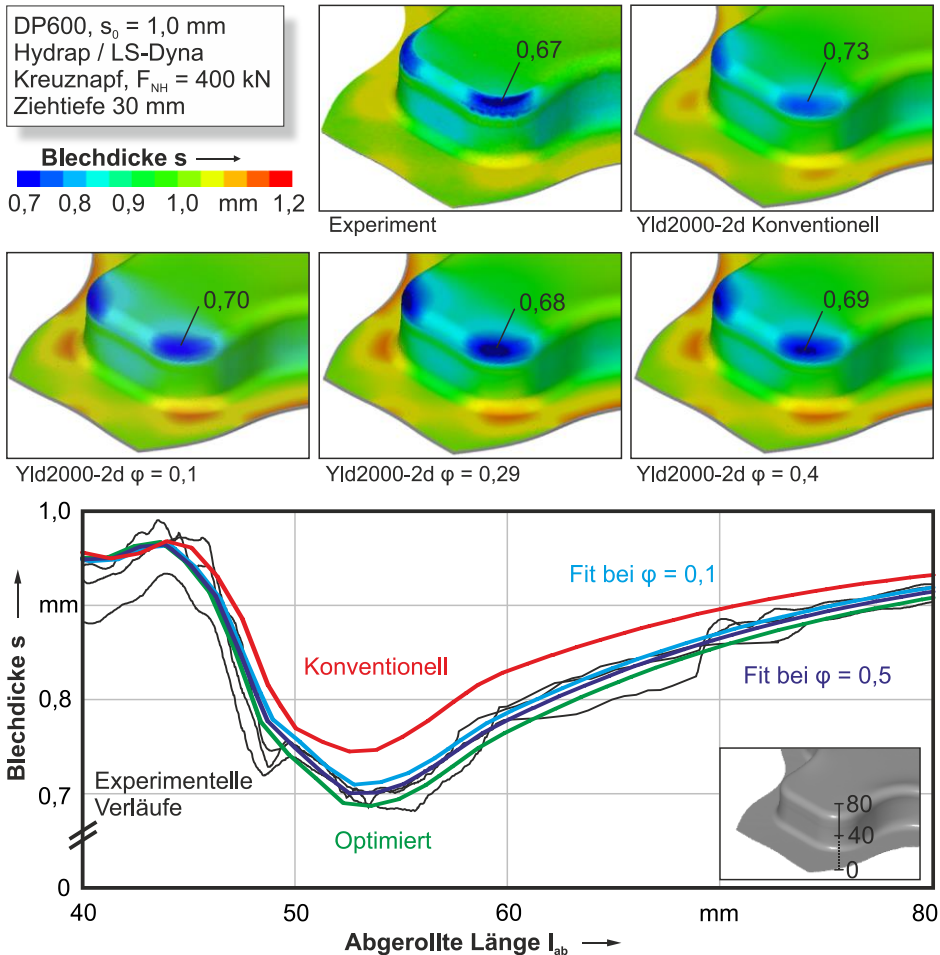


Bild 74: Blechdickenverteilung der Kreuznapfbauteile des Werkstoffs DP600

Der Dualphasenstahl zeigt in der Charakterisierung wiederum eine Distorsionsverfestigung, die allerdings nur bei den Anisotropiekenngrößen auftritt, während die Fließspannungen isotrop verfestigen. Aus diesem Grund sind im Vergleich zum Tiefziehstahl nur geringere Unterschiede in der prognostizierten Blechdickenverteilung zu erwarten, wenn die Modellparameter bei Umformgradwerten von 0,1, 0,29 und 0,4 identifiziert werden. Die Modelle mit integriertem Fließort bei ebener Dehnung ergeben eine Blechdicke von 0,68 bis 0,70, wobei das Modell mit optimierter Parameteridentifikation (Indikatorwert von 0,29) die geringste Abweichung von 0,01 mm aufweist. Eine wesentlich geringere Blechdickenausdünnung wird pro-

gnostiziert, wenn mit einem konventionellen Materialmodell simuliert wird. Diese Erkenntnis lässt sich bei Auswertung der Linienschnitte weiter verdeutlichen. Alle drei Schnittverläufe entlang der abgerollten Bauteillänge, die aus optimierten Modellierungsstrategien resultieren, zeigen ein, dem realen Blechdickenverlauf sehr ähnliches Profil. Aus diesen Ergebnissen kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass ein rein evolutionäres Werkstoffverhalten der Anisotropie in der Werkstoffmodellierung genauso zu bewerten ist, wie ein spannungszustandsabhängiges Verfestigungsverhalten. Lediglich der Einfluss auf die Blechdickenprognose ist geringer.

Für einen Werkstoff, der keine Distorsionsverfestigung aufweist, beispielsweise der Aluminiumwerkstoff AA5182, wird abschließend untersucht, ob die Integration des Kennwertes bei ebener Dehnung über einen optimierten Fließortexponenten für derartige Werkstoffe zu einer Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit führt, siehe Bild 75.

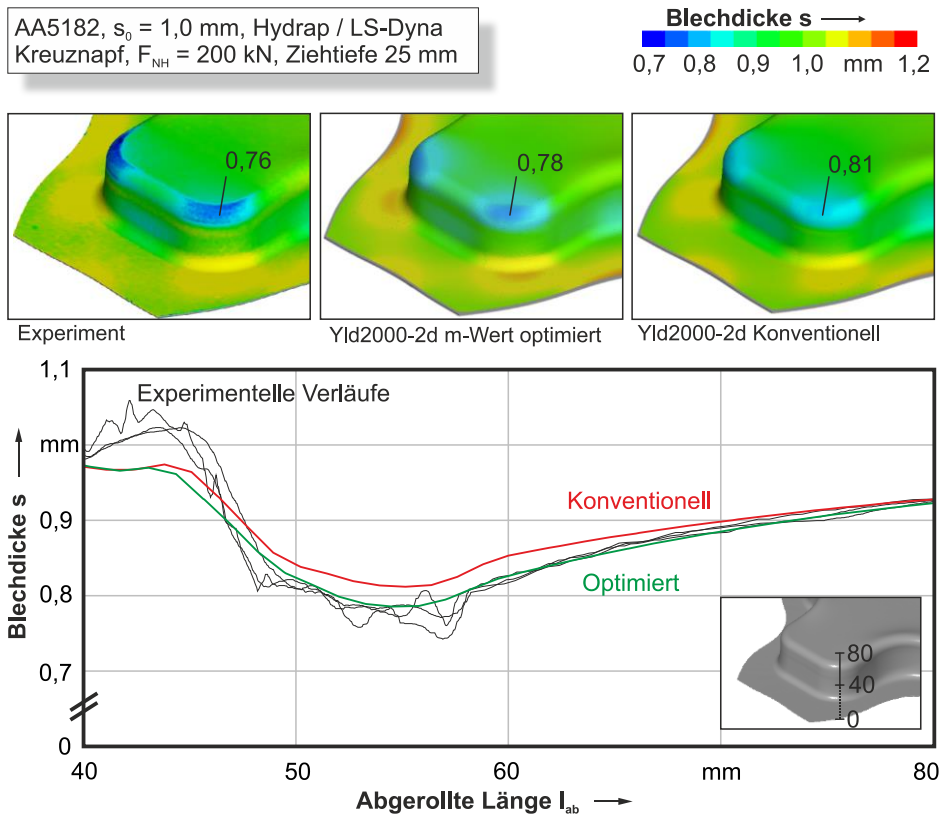


Bild 75: Blechdickenverteilung der Kreuznapfbauteile des Werkstoffs AA5182

Aufgrund der isotropen Verfestigung ist eine Verzerrung der Fließortgeometrie mit steigendem Umformgrad nicht vorhanden. Daher werden für diesen Werkstoff lediglich zwei numerisch berechnete Bauteile dem tiefgezogenen Bauteil gegenübergestellt. Im Experiment ergibt sich eine minimale Blechdicke von 0,76 mm. Das optimierte Modell führt zu einer geringfügig höheren prognostizierten Blechdicke von 0,78 mm, während bei Anwendung des konventionellen Materialmodells eine Blechdicke von 0,81 mm resultiert. Bei einer Bewertung der Schnittverläufe durch die Stempelkantenrundung ist die verbesserte Abbildung der am stärksten ausgedünnten Bereiche deutlich sichtbar. Das konventionelle Modell führt zu einer deutlich geringeren Ausdünnung, was bei einer Anwendung zur Prozessauslegung, in einem falsch positiven Ergebnis in Bezug zur Machbarkeit eines kritischen Prozesses fußen kann.

Im Rahmen dieser Untersuchungen kann nachgewiesen werden, dass für isotrop verfestigende Werkstoffe die Integration der ebenen Dehnung in die Fließortmodellierung eine signifikante Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit bewirkt. Eine Anwendung des prozess- und werkstoffabhängigen Indikators ist für isotrop verfestigende Werkstoffe nicht erforderlich, da sich die Fließflächengeometrie nicht über den Umformgrad ändert. Für Werkstoffe mit Distorsionsverfestigung führt sowohl die Integration der ebenen Dehnung, als auch eine Parameteridentifikation auf Basis des Indikators, zu Verbesserungen der Abbildungsgenauigkeit im Vergleich zu konventionellen Modellierungsstrategien. Der positive Einfluss der Modellierung auf Grundlage des Indikators ist je nach Ausprägung der Distorsionsverfestigung unterschiedlich groß. Eine Distorsion der Fließfläche aufgrund sich ändernder Fließspannungen führt zu einer stärkeren Verzerrung und somit auch zu einer stärkeren Änderung in der numerischen Prognose durch die Modellierung auf Grundlage des Indikators. Im Gegensatz dazu ist die Distorsion auf Grund sich ändernder Anisotropiekennwerte weniger stark ausgeprägt, eine Verbesserung der numerischen Bauteilprognose bei Anwendung der Modellierung auf Grundlage des Indikators ist dennoch vorhanden. Die erarbeiteten Zusammenhänge und Möglichkeiten, die Werkstoffmodellierung werkstoff- und prozessabhängig zu verbessern, werden nachfolgend in Handlungsempfehlungen zusammengefasst.

8 Handlungsempfehlungen auf Grundlage der Untersuchungsergebnisse

Abgeleitet aus den Untersuchungsergebnissen dieser Arbeit lassen sich allgemeine Empfehlungen aussprechen, die die numerische Abbildung von Blechumformoperationen verbessern. Der Nutzen für Anwender, der sich durch die Befolgung der Handlungsempfehlungen ergibt, ist eine verbesserte numerische Auslegung von Umformprozessen, bei einem gleichzeitig möglichst geringem Zeit- und Kostenaufwand in der experimentellen Werkstoffcharakterisierung.

Um geeignete Werkstoffmodellierungsstrategien definieren zu können, ist es zwingend erforderlich, den für den Prozess zugrundeliegenden Werkstoff, insbesondere dessen Verhalten bei plastischer Formänderung, zu kennen. Aus diesem Grund liegt der Fokus zunächst auf der Klassifizierung von Werkstoffeigenschaften, anhand der Empfehlungen zur Wahl des Werkstoffmodells und der Parameteridentifikation ausgesprochen werden. Anhand der Untersuchungsergebnisse können drei Mechanismen der plastischen Formänderung unterschieden werden, siehe Bild 76.

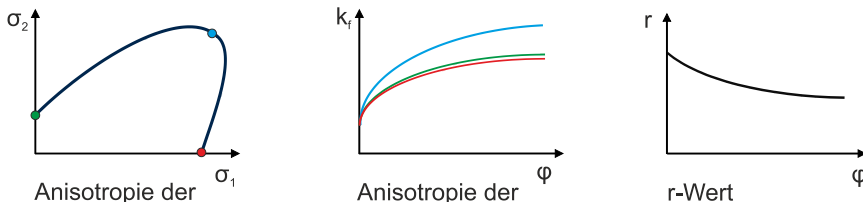


Bild 76: Einflussnehmende Mechanismen auf die plastische Formänderung

Das Erkennen dieser Mechanismen ist essentiell, da auf dieser Grundlage unterschiedliche Werkstoffcharakterisierungsversuche notwendig werden. Die Anisotropie der Fließspannung kann durch ein konventionelles Modell wie beispielsweise Yld-2000-2d [47] korrekt abgebildet werden. Die Charakterisierung kann mittels Zugversuchen und hydraulischen Tiefungsversuchen vollumfänglich erfüllt werden. Zur Abbildung der spannungszustandsabhängigen Verfestigung müsste auf ein Modell mit dehnungsabhängiger Identifikation des Fließortes zurückgegriffen werden. Da dies im Hinblick auf Wirtschaftlichkeit, sowohl wegen der vergleichsweise hohen Versuchsanzahl als auch wegen der signifikant höheren Rechenzeit nicht zielführend ist, wird für solche Werkstoffe auf eine optimierte Modellierung zurückgegriffen. Die dafür notwendigen Versuche sind wiederum der

Zugversuch sowie der hydraulische Tiefungsversuch. Der dritte Mechanismus ist die Evolution der Werkstoffanisotropie. Hierbei ist vor allem die Evolution der biaxialen Anisotropie relevant, da diese im Materialmodell das Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung beeinflusst. Auch die senkrechte Anisotropie, die im uniaxialen Zugversuch ermittelt wird, beeinflusst die Fließspannung bei ebener Dehnung. Dieser Einfluss ist jedoch im Vergleich zu dem der biaxialen Anisotropie gering und kann daher in der Modellierung unberücksichtigt bleiben. Für die Charakterisierung der biaxialen Anisotropie sollte auf Schichtstauchversuche zurückgegriffen werden, da der Verlauf bis zu hohen Formänderungen variiert und beispielsweise in Kreuzzugversuchen diese Dehnungen nicht erreicht werden können. Tabelle 12 ordnet die auftretenden Werkstoffmechanismen den Untersuchungswerkstoffen zu.

Tabelle 12: Zuordnung der auftretenden Werkstoffeigenschaften zu den untersuchten Werkstoffen

Werkstoff	Spannungszustandsabhängige Verfestigung	Spannungsanisotropie	Evolution der Anisotropie
Tiefziehstahl DCo6	ja	ja	ja
Dualphasenstahl DP600	nein	ja	ja
Aluminium AA5182	nein	ja	nein

Für unbekannte Werkstoffe bzw. Werkstoffe, dessen plastische Eigenschaften nicht bekannt sind, kann folgende Zuordnung getroffen werden. Dabei ist es nicht erforderlich für jeden Mechanismus die genannten Versuche durchzuführen, sondern eine Schnittmenge aus allen auftretenden Effekten zu bilden:

Anisotropie der Fließspannung: Zugversuche, Versuch mit äquibiaxialer Formänderung

Spannungszustandsabhängige Verfestigung: Zugversuche, Versuch mit äquibiaxialer Formänderung

Evolution der Werkstoffanisotropie: Zugversuche, Schichtstauchversuche

Für alle untersuchten Werkstoffe kann nachgewiesen werden, dass die Abbildung der ebenen Dehnung zu einer signifikanten Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit führt, da dieser Kennwert in konventionellen Materialmodellen nur indirekt über Fixpunkte bei uniaxialer und äquibiaxialer Spannung beschrieben wird. Aus diesem Grund ist es trotz des höheren Versuchsaufwandes sinnvoll, zusätzlich Fließkurven bei ebener Dehnung zu generieren. Beispielsweise ist dies mit einem hydraulischen Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize möglich. Bei der Charakterisierung dieses Spannungszustands ist es wichtig, dass beide Hauptspannungskomponenten bis zum Versagen identifiziert werden können.

Auf dieser Grundlage kann in Tabelle 13 eine Empfehlung für die Werkstoffcharakterisierung unterschiedlicher Werkstoffe gegeben werden. Die Durchführung dieser Versuche führt zu einer Datenbasis, die ausreichend für eine Werkstoffmodellierung ist. Dies ist die Grundlage für eine Modellparameteridentifikation, die im Vergleich zur konventionellen Parameteridentifikation, eine signifikante Steigerung der Abbildungsgenauigkeit zur Folge hat.

Tabelle 13: Empfohlene Versuche in Abhängigkeit des Werkstoffs für eine geeignete Modellierung

Versuch	DCo6	DP600	AA5182
Hydraulischer Tiefungsversuch	ja	ja	ja
Zugversuch	ja	ja	ja
Schichtstauchversuch	ja	ja	nein
Hydraulischer Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize	ja	ja	ja

Weiterführend werden auf Grundlage der erkannten plastischen Werkstoffigenschaften Modellierungsstrategien abgeleitet, die die jeweiligen Charakteristika mit möglichst geringem Fehler abbilden können. Für alle untersuchten Werkstoffe führt eine Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung zu einer Verbesserung der Modellqualität. Ein pragmatischer Ansatz dafür ist die Optimierung des Fließortexponenten des anisotropen Fließkriteriums Yld2000-2d [47] auf Grundlage der Fließspannung bei ebener Dehnung. Weist ein Werkstoff eine Evolution der biaxialen Anisotropie auf oder zeigt ein spannungszustandsabhängiges Verfestigungsverhalten,

ist eine Identifikation des Fließorts auf Grundlage des prozess- und werkstoffabhängigen Indikators empfehlenswert, um die entstehenden Fehler in der Abbildung minimal zu halten. In diesem Fall ist eine Analyse der Formänderungsverteilung des abzubildenden Prozesses notwendig. Bauteilbereiche mit einer Blechausdünnung oberhalb von 15 % werden im Hinblick auf ein mögliches Werkstoffversagen als relevant eingestuft. Bei allen Elementen, auf die dieses Kriterium zutrifft, wird die entsprechende Vergleichsdehnung ausgewertet und in den Indikator überführt. Dieser Wert bildet die Grundlage der Modellparameteridentifikation, da bei diesem Vergleichsumformgrad das Werkstoffmodell identifiziert wird. Das Vorgehen zur Wahl der Modellierungsstrategie auf Grundlage von erkannten Werkstoffeigenschaften ist in dem Flussdiagramm (Bild 77) zusammengefasst.

Dieses Flussdiagramm gibt dem Anwender Leitlinien für eine im Hinblick auf Kosten und Ressourcen effiziente Werkstoffcharakterisierung und -modellierung bei gleichzeitig verbesserter Abbildungsgenauigkeit. Das Credo dabei ist so wenig Versuche wie möglich, aber so viele wie nötig, durchführen zu müssen. Die Entscheidung, welche Versuche durchgeführt werden, erfolgt auf Basis von initial durchgeführten Zugversuchen und hydraulischen Tiefungsversuchen mit runder Matrizie. Wird dabei festgestellt, dass sich der r -Wert mit dem Umformgrad ändert, muss anhand von Schichtstauchversuchen überprüft werden, ob sich auch die biaxiale Anisotropie r_b ändert. Die Ursache für die sich ändernde Anisotropie, sowohl der uniaxialen als auch der biaxialen, ist eine Rotation des Kristallgitters mit plastischer Formänderung [208]. Sofern sich keine evolutionäre Anisotropie ergibt, ist zu prüfen, ob die Werkstoffverfestigung im Zugversuch mit der Verfestigung bei äquibiaxialer Formänderung übereinstimmt. Ist dies nicht der Fall, muss ein anisotropes Fließkriterium herangezogen werden und eine Anwendung des erarbeiteten prozess- und werkstoffabhängigen Indikators erfolgen. Ist die Verfestigung im Zugversuch und bei hydraulischer Tiefung identisch, ist zusätzlich zu prüfen, ob das Spannungsniveau in beiden Versuchen identisch ist. Trifft das nicht zu, ist weiterhin ein anisotropes Fließkriterium zu wählen, beispielsweise $\text{Yld } 2000\text{-}2d$ [47], allerdings ohne zusätzliche Anwendung des Indikators. Sind Fließspannung und Verfestigung für beide Versuche identisch, ist ein isotropes Materialmodell ausreichend präzise für die Anwendung. Jedoch empfiehlt sich für alle anisotropen Werkstoffe, mit und ohne anisotroper Verfestigung, eine Integration der Fließspannung bei ebener Dehnung in das Modell. Dies kann mit der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Methode über die Op-

timierung des Fließortexponenten erfolgen. Das auf diese Weise identifizierte Materialmodell bietet eine für den jeweiligen Werkstoff ideale Abbildung der Eigenschaften bei gleichzeitig minimalem Versuchsaufwand. Der gesellschaftliche Nutzen der sich daraus ergibt, ist eine Ressourcenschonung in der Werkstoffprüfung und daraus resultierend eine Zeit und Kostenreduktion.

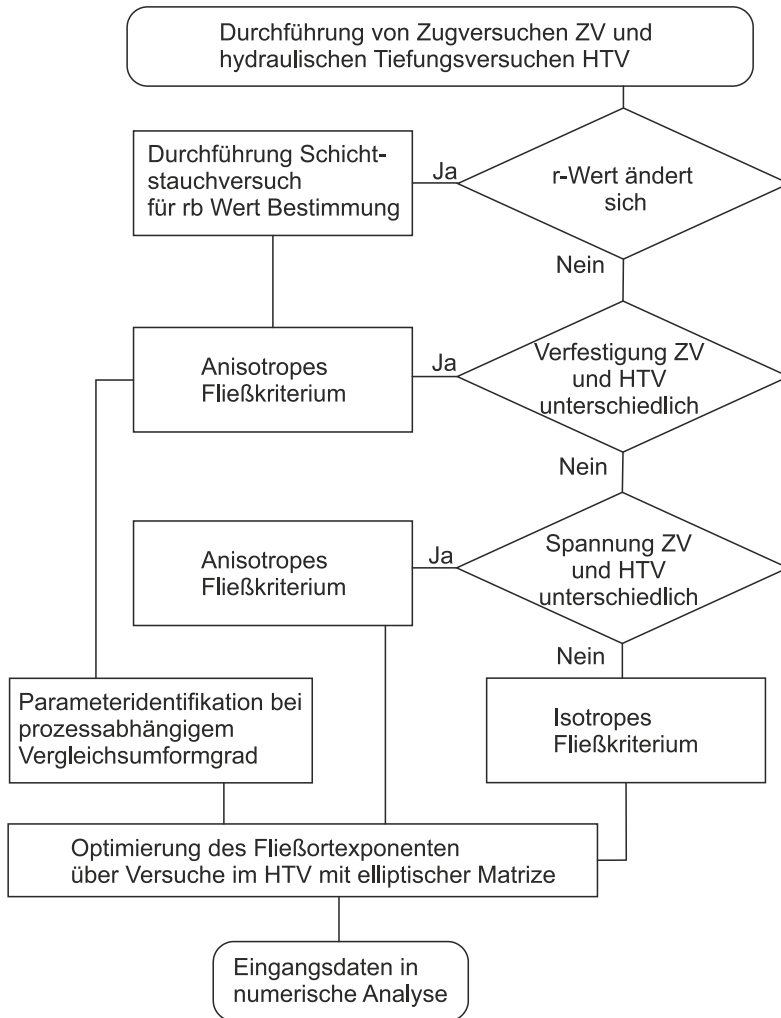


Bild 77: Flussdiagramm zur Wahl der Modellierungsstrategie auf Grundlage der Werkstoffcharakteristika

Da die Untersuchungen für konventionelle Werkstoffe mit einer höheren Formänderung durchgeführt wurden, ist die erarbeitete Handlungsempfehlung

fehlung nicht uneingeschränkt auf wenig duktile oder hochfeste Werkstoffe übertragbar. Einerseits muss ein ausreichend hohes Formänderungsvermögen erreicht werden, um eine Parameteridentifikation bei hohen Umformgraden durchführen zu können, andererseits darf der Werkstoff noch nicht in einen Bereich gedehnt sein, in dem eine Werkstoffschädigung beginnt. Beispielsweise bei DP800 wurde ein Beginn der Schädigung bei 50 % der maximalen Formänderung identifiziert [222]. Dies muss im Zweifelsfall durch weitere Analysen, beispielsweise metallographische Schliffbilder, ausgeschlossen werden. Das im Rahmen dieser Arbeit beschriebene Materialmodell ist eine reine Abbildung des plastischen Werkstoffverhaltens, die Werkstoffschädigung wurde nicht grundlagenwissenschaftlich untersucht und bildet einen weiteren Baustein für eine vollständige mathematische Beschreibung der Werkstoffeigenschaften.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die numerische Auslegung von Umformprozessen spielt in einer globalisierten Welt eine zunehmend entscheidende Rolle, um Produkte schneller zur Marktreife zu bringen und somit Marktvorteile generieren zu können. Der gesellschaftliche Nutzen ergibt sich durch die Schaffung und Sicherung von Arbeitsplätzen im gleichen Maße wie durch die Reduzierung von Schadstoffemissionen oder Energieverbrauch durch eine verbesserte numerische Auslegung von Prozessen. Für die Verwirklichung dieses Ziels ist die Kenntnis des zugrundeliegenden Werkstoffs von hoher Bedeutung, da dieses reale Werkstoffverhalten in einem Materialmodell Eingang in die numerischen Simulationen findet. Die Abbildungsgenauigkeit der Modelle geht dabei Hand in Hand mit dem experimentellen Aufwand und den freien Modellparametern, die auf Grundlage der Erkenntnisse in der Werkstoffcharakterisierung identifiziert werden müssen. Gerade der Belastungszustand bei ebener Dehnung ist in den Fokus der Forschung gerückt, da zum einen ein minimales Formänderungsvermögen vorliegt, was ein frühes Werkstoffversagen zur Folge hat. Zum anderen findet eine direkte Berücksichtigung in kommerziell eingesetzten Werkstoffmodellen nicht statt, somit wird das Fließverhalten bei dieser Belastungsart nur indirekt über das mathematische Modell approximiert und hängt in hohem Maße von dieser Formulierung ab. Eine weitere Herausforderung an die Abbildungsgenauigkeit konventioneller Werkstoffmodelle ist die spannungszustandsabhängige Verfestigung, die zu einer Distorsion der Fließfläche führt. Die Abbildung dieses Verfestigungsmechanismus ist bisher nur über zeit- und kostenintensive Charakterisierungs- und Modellierungsmethoden zu realisieren. Ziel der vorliegenden Arbeit war es daher, ein ganzheitliches, grundlagenwissenschaftliches Verständnis für das Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung zu generieren. Aufbauend darauf wurden vergleichende Untersuchungen zu anderen Spannungszuständen herausgearbeitet, um Unterschiede und Gemeinsamkeiten im Verfestigungsverhalten zu identifizieren. Dieses Wissen wurde genutzt, um abschließende Modellierungsstrategien zu erarbeiten, die sowohl die ebene Dehnung als auch die Distorsionsverfestigung mit möglichst hoher Präzision in einem konventionellen Materialmodell abbilden können.

Für die Erreichung der Zielstellung einer ganzheitlichen Werkstoffcharakterisierung, vom Fließbeginn bis zum Versagen unter variierenden Spannungszuständen war es erforderlich, Methoden zu erarbeiten, um das

Fließverhalten ermitteln zu können. Im Fokus stand dabei die Qualifizierung von Prüfkonzepten, die eine Ermittlung des plastischen Werkstoffverhaltens bei ebener Dehnung für beide Hauptspannungskomponenten möglich macht. Dabei wurde ein Kreuzzugversuch derart modifiziert, um die ebene Dehnung im Fließbeginn charakterisieren zu können. Für die Ermittlung des Verfestigungsverhaltens wurde ein hydraulischer Tiefungsversuch mit elliptischer Matrize erarbeitet, in dem Fließkurven bis zum Werkstoffversagen aufgezeichnet werden konnten. Selbige Problematik bestand auch für den biaxialen Belastungsfall, da kein Versuchsaufbau existiert, der Kennwerte vom Fließbeginn bis zum Versagen liefern kann. Dieser Problemstellung konnte durch eine Methode zur Reibungskompensation im Schichtstauchversuch begegnet werden, um den Fließbeginn bei äquibiaxialer Dehnung ermitteln zu können. Eine dritte Fragestellung im Kontext der Kennwertermittlung bestand in der Aufnahme der senkrechten Anisotropie im Zugversuch. Es konnte im Rahmen dieser Arbeit nachgewiesen werden, dass eine optische Ermittlung der senkrechten Anisotropie auch über die Gleichmaßdehnung hinaus zulässig ist. Als Untersuchungswerkstoff diente der Tiefziehstahl DCo6. Ein Nachweis der Übertragbarkeit der Erkenntnisse erfolgte anhand des Dualphasenstahls DP600 und der Aluminiumlegierung AA5182.

Basierend auf dieser ganzheitlichen Werkstoffcharakterisierung wurden Gemeinsamkeiten und Unterschiede des Werkstoffverhaltens bei unterschiedlichen Belastungsarten identifiziert und Korrelationen zwischen den sich ändernden Werkstoffeigenschaften analysiert. Es konnte eine Abhängigkeit zwischen der biaxialen Anisotropie und der Anisotropie der Fließspannung bei ebener Dehnung entlang und senkrecht zur Walzrichtung nachgewiesen werden. Diese Erkenntnisse wurden nachfolgend genutzt, um die Modellparameter eines Fließkriteriums effizient identifizieren zu können. Zu diesem Zweck wurde im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse untersucht, wie sich die einzelnen Werkstoffkennwerte auf die resultierende Fließortkurve auswirken. Dabei wurde deutlich, dass vor allem die Spannung bei ebener Dehnung, aber auch die äquibiaxiale Fließspannung, signifikant Einfluss auf die Fließflächengeometrie nimmt und deshalb eine besondere Aufmerksamkeit in der Werkstoffmodellierung benötigt.

Auf Grundlage von Anforderungsdefinitionen an das Materialmodell, wurde eine Methode erarbeitet, wie das Fließverhalten bei ebener Dehnung in ein Fließortmodell integriert werden kann. Dafür wurde der Fließortexponent des mathematischen Modells dahingehend optimiert, den Wert der Fließspannung bei ebener Dehnung mit minimalem Fehler abzubilden. Für

die Abbildung der Distorsionsverfestigung wurden Fließorte bei unterschiedlichem Umformgrad identifiziert und die entstehenden Abweichungen zum experimentellen Verlauf gegenübergestellt. Dabei hat sich gezeigt, dass eine Parameteridentifikation bei Umformgradwerten von 0,1 für alle untersuchten Werkstoffe zu einer Verbesserung, bzw. im Fall von Aluminium zu einer gleichbleibenden Abbildungsqualität führt. Für die Stahlwerkstoffe wurde deshalb eine prozessabhängige Bewertungsmethode erarbeitet, um einen für den zugrundeliegenden Prozess idealen Umformgradwert zu definieren, bei dem die Modellparameter identifiziert werden. Anhand eines Demonstratorbauteils mit Kreuznapfgeometrie wurde die Anwendbarkeit der erarbeiteten Identifikationsstrategien für die Werkstoffmodellierung nachgewiesen. Auf dieser Grundlage wurden abschließend Handlungsempfehlungen ausgesprochen, die Anwendern in Abhängigkeit des Werkstoffs einen Leitfaden an die Hand geben, welche Versuche durchgeführt werden müssen, um eine maßgeschneiderte Werkstoffmodellierung durchführen zu können. Der gesellschaftliche Nutzen, der sich daraus ergibt, liegt einerseits in einem ressourcenschonenden Umgang mit dem Werkstoff, da nur notwendige Versuche durchgeführt werden müssen. Andererseits werden zusätzlich Zeitaufwand und Kosten reduziert und gleichzeitig die Prozessauslegung verbessert.

In weiteren Forschungsarbeiten sollte untersucht werden, inwieweit sich die Abbildungsgenauigkeit verändert, wenn anstelle der Fließkurve bei uniaxialer Zugspannung in Walzrichtung eine alternative Fließkurve zum Beispiel bei äquibiaxialer Belastung im Materialmodell hinterlegt wird. Mit einer steigenden Rechenkapazität rücken perspektivisch auch dehnungsabhängige Modellierungsstrategien, beispielsweise über eine Subroutine, in den Fokus der Forschung. Möglich wird dies durch die Verdoppelung der Rechenleistung etwa alle 48 Monate. Es ist daher zu erwarten, dass die aktuell vergleichsweise hohe Rechenzeit künftig nicht mehr der limitierende Faktor sein wird.

10 Summary and outlook

In a globalized world, the numerical design of forming processes plays an increasingly decisive role in bringing products to market faster and thus generating market advantages. The social benefit results from the creation and safeguarding of jobs to the same extent as from the reduction of pollutant emissions or energy consumption through an improved numerical design of processes. For the realization of this goal, the knowledge of the underlying material is of high importance, since this real material behavior finds its way into the numerical simulations in a material model. The accuracy of the models goes hand in hand with the experimental effort and the free model parameters, which have to be identified on the basis of the results in the material characterization. Especially the loading condition at plane strain has become the focus of the researchers, since on the one hand there is a minimal formability, which results in an early material failure. On the other hand, a direct consideration of the plane strain material behavior does not take place in commercially used material models, so the flow behavior for this type of loading is only indirectly approximated via the mathematical model and depends to a large extent on this formulation. Another challenge to the accuracy of conventional material models is the stress-state-dependent hardening, which leads to distortion of the yield surface. So far, this hardening mechanism can only be modeled using time-consuming and cost-intensive characterization and modeling methods. The aim of the present work was therefore to generate a holistic, fundamental scientific understanding of material behavior under plane strain. Based on this, comparative considerations to other stress conditions have been elaborated in order to identify differences and similarities in the strain hardening behavior. This knowledge was used further to develop improved modeling strategies that can represent both plane strain and distortional hardening with as much precision as possible in a conventional material model.

In order to achieve the objective of a holistic material characterization, from the onset of plastic deformation to failure under varying stress conditions, methods have been developed to determine the flow behavior. The focus was on the development of test concepts that allow the determination of the plastic material behavior at plane strain for both principal stress components. On the one hand, a cross tensile test was modified in order to characterize the plane strain at the onset of yielding. To determine the hardening behavior, a hydraulic bulge test with an elliptical die was developed, in which flow curves up to material failure can be characterized. The

same problem also existed for the biaxial loading case, since no test setup exists that can provide characteristic values from the onset of flow to failure. This problem could be solved by a method for friction compensation in the layer compression test in order to determine the onset of yielding at equi-biaxial strain. A third problem in the context of material characterization was the determination of the Lankford Coefficient in the uniaxial tensile test. In the course of this work, it was demonstrated that an optical determination of the Lankford Coefficient is also reliable beyond the uniform elongation. The deep-drawing steel DCo6 was used as the test material, and the transferability of the findings has been demonstrated using the dual-phase steel DP600 and the aluminum alloy AA5182.

Based on this holistic material characterization, commonalities and differences of the material behavior under different types of loading were identified and correlations between the changing material properties were analyzed. A dependence between the biaxial anisotropy and the anisotropy of the yield stress at plane strain along and perpendicular to the rolling direction could be demonstrated. These findings have been further used to efficiently identify the model parameters of a yield criterium. For this purpose, a sensitivity analysis was carried out to investigate how the individual material parameters affect the resulting yield locus plot. It became clear that especially the stress at plane strain, but also the equi-biaxial yield stress, have a significant influence on the yield surface geometry and therefore require special attention in the material modeling.

Based on the requirement definitions for the material model, a method was developed to integrate the flow behavior at plane strain into a material model. For this purpose, the yield locus exponent of the mathematical model was optimized to represent the value of the yield stress at plane strain with minimum error. To map the distortion hardening, yield loci have been identified at different degrees of deformation and the resulting deviations from the experimental progression have been compared. It was shown that a parameter identification at true strain values of 0.1 and above lead to an improvement for all materials investigated, or in the case of aluminum to a constant mapping quality. A process-dependent evaluation method was therefore developed for the steel materials in order to identify a true strain value for the underlying process at which the model parameters are identified. The applicability of the identification strategies, developed for material modeling have been demonstrated on the basis of a cruciform cup demonstrator geometry. On this basis, recommendations for application have finally been made, which provide users a guideline. De-

pending on the material, the necessary test are recommended for a customized material modeling. On the one hand, the resulting social benefit lies in the resource-saving handling of the material, since only necessary tests need to be carried out. On the other hand, additional time and costs are reduced and at the same time the process design can be improved.

In future research work, it should be investigated to what extent the mapping accuracy changes if instead of the flow curve for uniaxial tensile stress in the rolling direction, an alternative flow curve is implemented in the material model, for example for equi-biaxial loading. With increasing computing capacity, strain-dependent modeling strategies, for example via a subroutine, will also become a focus of research in the future. This will be made possible by doubling the computing capacity approximately every 48 months. It is therefore to be expected that the currently comparatively high computing time will no longer be the limiting factor in the future.

11 Literaturverzeichnis

- [1] Dyson, F.: *A meeting with Enrico Fermi*. Nature (2004)427, S. 297
- [2] Merklein, M.: *Charakterisierung von Blechwerkstoffen für den Leichtbau*. Meisenbach, 2006
- [3] Braess, H.-H.; Seiffert, U.: *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013
- [4] Suttner, S.: *Charakterisierung und Modellierung des spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ31B für die numerische Prozessauslegung*. (Hrsg.): *Fertigungstechnik - Erlangen*. Bd. 306. Meisenbach Verlag, 2017
- [5] Busch, C.; Hatscher, A.; Otto, M.; Huinink, S.; Vucetic, M.; Bonk, C.; Bouguecha, A.; Behrens, B.-A.: *Properties and Application of High-manganese TWIP-steels in Sheet Metal Forming*. *Procedia Engineering* 81(2014), S. 939–944
- [6] Osakada, K.: *History of plasticity and metal forming analysis*. *Journal of Materials Processing Technology* 210(2010)11, S. 1436–1454
- [7] Hora, P.; Vu, T.C.; Wollrab, P.M.; Reissner, J.: *Simulation of the Forming Process for Irregularly Shaped Autobody Panels*. In: Lange, K. (Hrsg.): *Advanced Technology of Plasticity*, (1987), S. 633–640
- [8] Siegert, K.: *Blechumformung*. Springer Berlin Heidelberg, 2015
- [9] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik - Grundlagen, Technologien, Maschinen*. Springer Berlin Heidelberg, 2010, 2. bearb. Auflage
- [10] Kessler, L.; Gerlach, J.: *Industrial aspects of material modelling for steel grade in the past, present and future*. In: *Proceedings of Numisheet Conference 2008*, (2008), S. 13–17
- [11] Meschut, G.; Meyer, S.; Ditter, J.; Schmal, C.: *Joining Technologies for the Production of Hybrid Components*. *Lightweight Design worldwide* 12(2019)3, S. 50–57
- [12] Birkert, A.; Haage, S.; Straub, M.: *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile*. Springer Berlin Heidelberg, 2013

- [13] Degner, J.: *Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess*. (Hrsg.): FAU Studien aus dem Maschinenbau - Erlangen. Bd. 343. FAU University Press, 2020
- [14] Karbasian, H.; Tekkaya, A. E.: *A review on hot stamping*. Journal of Materials Processing Technology 210(2010)15, S. 2103–2118
- [15] thyssenkrupp Steel Europe AG: X40MnCrAlV 19-2 LY - Produktinformation für warmgewalztes Mittelband - Version 1/22, (2022) URL: https://www.thyssenkrupp-steel.com/media/content_1/publikationen/precision_steel/produktinformationen_1/twip_stahl/thyssenkrupp_x40mncraiv19-2hy_produkthinformation_precision_steel_de.pdf; [20.04.2022]
- [16] Sato, K.; Ichinose, M.; Hirotsu, Y.; Inoue, Y.: *Effects of deformation induced phase transformation and twinning on the mechanical properties of austenitic Fe-Mn-Al alloys*. ISIJ International 29(1989)10, S. 868–877
- [17] thyssenkrupp Steel Europe AG: Tiefziehstähle DD, DC und DX - Produktinformation Thyssenkrupp. (2018). URL: https://www.thyssenkrupp-steel.com/media/content_1/publikationen/thyssenkrupp_dd-dc-dx_produkthinformation_steel_de.pdf; [08.04.2021]
- [18] Bergström, Y.: *A dislocation model for the stress-strain behaviour of polycrystalline α -Fe with special emphasis on the variation of the densities of mobile and immobile dislocations*. Materials Science and Engineering 5(1970)4, S. 193–200
- [19] Merklein, M.; Gödel, V.: *Characterization of the flow behavior of deep drawing steel grades in dependency of the stress state and its impact on fea*. Int J Mater Form 2(2009)S1, S. 415–418
- [20] Merklein, M.; Suttner, S.; Brosius, A.: *Characterisation of kinematic hardening and yield surface evolution from uniaxial to biaxial tension with continuous strain path change*. CIRP Annals 63(2014)1, S. 297–300
- [21] Banabic, D.; Bunge, H.-J.; Pöhlndt, K.; Tekkaya, A. E.: *Formability of Metallic Materials*. Springer Berlin Heidelberg, 2000
- [22] Pelleg, J.: *Mechanical Properties of Materials*. Springer Netherlands, 2013

- [23] Davies, G.: *Materials for automobile bodies, second edition*. Elsevier; Butterworth-Heinemann, 2012, 2nd ed.
- [24] Lenard, J.G.: *Metal forming science and practice - A state-of-the-art volume in honour of J.A. Schey's 80th birthday*. Elsevier, 2002
- [25] Lake, J.S.H.: *Controll of Discontinuous Yielding by Temper Rolling*. In: Gifkins, R.C. (Hrsg.): *Strength of Metals and Alloys - Proceedings of the 6th International Conference*. Pergamon Press, 1982, S. 959–964
- [26] Grassino, J.; Vedani, M.; Vimercati, G.; Zanella, G.: *Effects of skin pass rolling parameters on mechanical properties of steels*. Int. J. Precis. Eng. Manuf. 13(2012)11, S. 2017–2026
- [27] Fang, X.; Fan, Z.; Ralph, B.; Evans, P.; Underhill, R.: *Effect of temper rolling on tensile properties of C-Mn steels*. Materials Science and Technology 18(2002)3, S. 285–288
- [28] Capurro, C.; Cerrutti, G.; Cicutti, C. E.: *Influence of vacuum degassing on steel cleanliness*. In: 9th International Conference on Clean Steel, (2015), S. 1–11
- [29] DIN EN 10346:2015: *Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen*. Beuth Verlag GmbH, 2015
- [30] DIN 8584-1:2003: *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen*. Beuth Verlag GmbH, 2003
- [31] Broek, C. T.; Singh, H.; Hillebrecht, M.: *Stahl-Leichtbau für das Future Steel Vehicle*. ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift 114(2012)5, S. 370–375
- [32] Moon, Y.H.; Kang, Y.K.; Park, J.W.; Gong, S.R.: *Tool temperature control to increase the deep drawability of aluminum 1050 sheet*. International Journal of Machine Tools and Manufacture 41(2001)9, S. 1283–1294
- [33] Yagami, T.; Manabe, K.; Yamauchi, Y.: *Effect of alternating blank holder motion of drawing and wrinkle elimination on deep-drawability*. Journal of Materials Processing Technology 187–188(2007), S. 187–191

- [34] Koyama, H.; Manabe, K.-i.; Yoshihara, S.: *A database oriented process control design algorithm for improving deep-drawing performance*. Journal of Materials Processing Technology 138(2003)1-3, S. 343-348
- [35] Vollertsen, F.; Lange, K.: *Enhancement of Drawability by Local Heat Treatment*. CIRP Annals 47(1998)1, S. 181-184
- [36] Bohn, M. L.; Xu, S. G.; Weinmann, K. J.; Chen, C. C.; Chandra, A.: *Improving Formability in Sheet Metal Stamping With Active Draw-bead Technology*. Journal of Engineering Materials and Technology 123(2001)4, S. 504-510
- [37] Park, D. H.; Yarlagadda, P. K. D. V.: *Effects of punch load for elliptical deep drawing product of automotive parts*. Int J Adv Manuf Technol 35(2008)7-8, S. 814-820
- [38] Roll, R.: *Simulation of sheet metal forming – necessary developments in the future*. In: 7. LS-DYNA Anwenderforum Bamberg, (2008), S. 59-68
- [39] Volk, W.; Groche, P.; Brosius, A.; Ghiotti, A.; Kinsey, B. L.; Liewald, M.; Madej, L.; Min, J.; Yanagimoto, J.: *Models and modelling for process limits in metal forming*. CIRP Annals 68(2019)2, S. 775-798
- [40] Barlat, F.; Lege, D. J.; Brem, J. C.: *A six-component yield function for anisotropic materials*. International Journal of Plasticity 7(1991)7, S. 693-712
- [41] Banabic, D.: *Sheet Metal Forming Processes*. Springer Berlin Heidelberg, 2010
- [42] Tresca, H. E.: *Mémoire sur l'écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions*. Gauthier-Villars, 1864
- [43] v. Mises, R.: *Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen zustand*. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, (1913), S. 582-592
- [44] Hill, R.: *A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals*. Proc. R. Soc. Lond. A 193(1948)1033, S. 281-297
- [45] Barlat, F.; Lian, K.: *Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I: A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions*. International Journal of Plasticity 5(1989)1, S. 51-66

- [46] Hill, R.: *Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 38(1990)3, S. 405–417
- [47] Barlat, F.; Brem, J. C.; Yoon, J. W.; Chung, K.; Dick, R. E.; Lege, D. J.; Pourboghrat, F.; Choi, S.-H.; Chu, E.: *Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory*. International Journal of Plasticity 19(2003)9, S. 1297–1319
- [48] Barlat, F.; Aretz, H.; Yoon, J. W.; Karabin, M. E.; Brem, J. C.; Dick, R. E.: *Linear transformation-based anisotropic yield functions*. International Journal of Plasticity 21(2005)5, S. 1009–1039
- [49] BANABIC, D.; Aretz, H.; Comsa, D.S.; Paraianu, L.: *An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets*. International Journal of Plasticity 21(2005)3, S. 493–512
- [50] Vegter, H.; van den Boogaard, A. H.: *A plane stress yield function for anisotropic sheet material by interpolation of biaxial stress states*. International Journal of Plasticity 22(2006)3, S. 557–580
- [51] Barlat, F.; Yoon, J. W.; Cazacu, O.: *On linear transformations of stress tensors for the description of plastic anisotropy*. International Journal of Plasticity 23(2007)5, S. 876–896
- [52] Pan, B.; Qian, K.; Xie, H.; Asundi, A.: *Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review*. Meas. Sci. Technol. 20(2009)6, S. 1–17
- [53] Hu, W.: *Characterized behaviors and corresponding yield criterion of anisotropic sheet metals*. Materials Science and Engineering: A 345(2003)1–2, S. 139–144
- [54] Comsa, D. S.; Banabic, D.: *Numerical Simulation of Sheet Metal Forming Processes Using a New Yield Criterion*. KEM 344(2007), S. 833–840
- [55] Soare, S.; Yoon, J. W.; Cazacu, O.: *On the use of homogeneous polynomials to develop anisotropic yield functions with applications to sheet forming*. International Journal of Plasticity 24(2008)6, S. 915–944
- [56] Yoshida, F.; Tamura, S.; Uemori, T.; Hamasaki, H.: *A User-friendly 3D Yield Function for Steel Sheets and Its Application*. In: The 8th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3d Sheet Metal Forming Processes. AIP 1383(2011), S. 807–814

- [57] Grilo, T. J.; Vladimirov, I. N.; Valente, R. A. F.; Reese, S.: *On the modelling of complex kinematic hardening and nonquadratic anisotropic yield criteria at finite strains: application to sheet metal forming*. Comput Mech 57(2016)6, S. 931–946
- [58] Heyser, P.; Wiesenmayer, S.; Frey, P.; Nehls, T.; Scharr, C.; Flügge, W.; Merklein, M.; Meschut, G.: *Consideration of the manufacturing history of sheet metal components for the adaptation of a clinching process*. Proceedings of the IMechE 236(2022)6, S. 1203–1215
- [59] Brosius, A.; Küsters, N.; Lenzen, M.: *New method for stress determination based on digital image correlation data*. CIRP Annals 67(2018)1, S. 269–272
- [60] Bäck, T.; Keßler, L.; Heinle, I.: *Evolutionary strategies for identification and validation of material model parameters for forming simulations*. In: Lanzi, P. L.; Krasnogor, N. (Hrsg.) the 13th annual conference. ACM Press, 2011, S. 1779–1786
- [61] Hariharan, K.; Prakash, R. V.; Sathya Prasad, M.; Madhusudhan Reddy, G.: *Evaluation of yield criteria for forming simulations based on residual stress measurement*. Int J Mater Form 3(2010)4, S. 291–297
- [62] Chamekh, A.; Bel Hadj Salah, H.; Hambli, R.: *Inverse technique identification of material parameters using finite element and neural network computation*. Int J Adv Manuf Technol 44(2009)1–2, S. 173–179
- [63] Abspoel, M.; Scholting, M. E.; Lansbergen, M.; An, Y.; Vegter, H.: *A new method for predicting advanced yield criteria input parameters from mechanical properties*. Journal of Materials Processing Technology 248(2017), S. 161–177
- [64] Butz, A.; Pagenkopf, J.; Baiker, M.; Helm, D.: *The concept of virtual material testing and its application to sheet metal forming simulations*. J. Phys.: Conf. Ser. 734(2016), S. 1–4
- [65] Coppieters, S.; Hakoyama, T.; Eyckens, P.; Nakano, H.; van Bael, A.; Debruyne, D.; Kuwabara, T.: *On the synergy between physical and virtual sheet metal testing: calibration of anisotropic yield functions using a microstructure-based plasticity model*. Int J Mater Form 12(2019)5, S. 741–759
- [66] Tuninetti, V.; Gilles, G.; Péron-Lühns, V.; Habraken, A. M.: *Compression Test for Metal Characterization using Digital Image Correlation and Inverse Modeling*. Procedia IUTAM 4(2012), S. 206–214

- [67] Cooreman, S.; Lecompte, D.; Sol, H.; Vantomme, J.; Debruyne, D.: *Identification of Mechanical Material Behavior Through Inverse Modeling and DIC*. Exp Mech 48(2008)4, S. 421–433
- [68] Rossi, M.; Coppieters, S.; Lattanzi, A.; Canonico, F.: *Identification of the Anisotropic Behavior of Sheet Metals Using the Virtual Fields Method and Cruciform Specimens*. In: Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series (2019), S. 572–580
- [69] Güner, A.; Soyarslan, C.; Brosius, A.; Tekkaya, A. E.: *Characterization of anisotropy of sheet metals employing inhomogeneous strain fields for Yld2000-2D yield function*. International Journal of Solids and Structures 49(2012)25, S. 3517–3527
- [70] Küsters, N.; Brosius, A.: *Semi-analytic parameter identification for complex yield functions*. MATEC Web Conf. 80(2016), S. 10002
- [71] Plunkett, B.; Cazacu, O.; Barlat, F.: *Orthotropic yield criteria for description of the anisotropy in tension and compression of sheet metals*. International Journal of Plasticity 24(2008)5, S. 847–866
- [72] Gerlach, J.; Beier, T.; Grass, H.; Heinle, I.; Kessler, L.; Lipp, A.: *Identification and validation of yield locus parameters with respect to industrial forming simulation needs*. steel research int. 2011, Special Edition. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA., S. 732–737
- [73] Hippke, H.; Hirsiger, S.; Berisha, B.; Hora, P.: *Optimized and validated prediction of plastic yielding supported by cruciform experiments and crystal plasticity*. Int J Mater Form 13(2020)5, S. 841–852
- [74] Iizuka, E.; Hashimoto, K.; Kuwabara, T.: *Effects of Anisotropic Yield Functions on the Accuracy of Forming Simulations of Hole Expansion*. Procedia Engineering 81(2014)1988, S. 2433–2438
- [75] Kessler, L.; Gerlach, J.; Beier, T.; Grass, H.; Heinle, I.; Lipp, A.: *Possibilities, Challenges and Risks in Creating Material Cards for Forming Simulations*. AIP Conference Proceedings - The 8th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, AIP 1383(2011), S. 701–708
- [76] Flores, P.; Moureaux, P.; Habraken, A. M.: *Material Identification Using a Bi-Axial Test Machine*. Advances in Experimental Mechanics IV. Trans Tech Publications Ltd, 2006, S. 91–98

- [77] Xavier, M. D.; Plaut, R. L.; Schön, C. G.: *Uniaxial near plane strain tensile tests applied to the determination of the FLCo formability parameter*. Mat. Res. 17(2014)4, S. 982–986
- [78] Ludwik, P.: *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer Verlag, 1909
- [79] Swift, H. W.: *Plastic instability under plane stress*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 1(1952)1, S. 1–18
- [80] Hockett, J. E.; Sherby, O. D.: *Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 23(1975)2, S. 87–98
- [81] Prakash, V.; Kumar, D. R.; Horn, A.; Hagenah, H.; Merklein, M.: *Modeling material behavior of AA5083 aluminum alloy sheet using bi-axial tensile tests and its application in numerical simulation of deep drawing*. Int J Adv Manuf Technol 106(2020)3-4, S. 1133–1148
- [82] Gantar, G.; Kuzman, K.: *Sensitivity and stability evaluation of the deep drawing process*. Journal of Materials Processing Technology 125-126(2002), S. 302–308
- [83] Kuwabara, T.; van Bael, A.; Iizuka, E.: *Measurement and analysis of yield locus and work hardening characteristics of steel sheets with different r-values*. Acta Materialia 50(2002)14, S. 3717–3729
- [84] Bauschinger, J.: *Mittheilungen aus dem mechanisch-technischen Laboratorium der K. Polytechnischen Schule in München*. Theodor Ackermann, 1886
- [85] Chaboche, J. L.; Rousselier, G.: *On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations—Part I: Rules Developed With Internal Variable Concept*. Journal of Pressure Vessel Technology 105(1983)2, S. 153–158
- [86] Yoshida, F.; Uemori, T.: *A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation*. International Journal of Plasticity 18(2002)5-6, S. 661–686
- [87] Shi, B.; Peng, Y.; Yang, C.; Pan, F.; Cheng, R.; Peng, Q.: *Loading path dependent distortional hardening of Mg alloys: Experimental investigation and constitutive modeling*. International Journal of Plasticity 90(2017), S. 76–95
- [88] Schleich, R.; Vlahovic, D.; Sindel, M.; Liewald, M.: *Einfluss dehnungsabhängiger Werkstoffeigenschaften auf die Umformbarkeit von*

- Blechwerkstoffen. Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 38(2007)10, S. 872–877
- [89] Safaei, M.; Lee, M.-G.; Zang, S.-I.; Waele, W. de: *An evolutionary anisotropic model for sheet metals based on non-associated flow rule approach*. Computational Materials Science 81(2014), S. 15–29
 - [90] Manopulo, N.; List, J.; Hippke, H.; Hora, P.: *A non-associated flow rule based Yld2000-2d model*. In: Proceedings of IDDRG 2016 Conference, (2016), S. 345–349
 - [91] Zang, S.-I.; Lee, M.-G.; Kim, J. H.; Safaei, M.: *A new representation of linear transformation tensor for the description of plastic subsequent anisotropy*. In: NUMISHEET 2014: The 9th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes: Part A Benchmark Problems and Results and Part B General Papers. AIP 1567(2013), S. 508–511
 - [92] Feigenbaum, H. P.; Dafalias, Y. F.: *Directional distortional hardening in metal plasticity within thermodynamics*. International Journal of Solids and Structures 44(2007)22–23, S. 7526–7542
 - [93] Kowalczyk, K.; Gambin, W.: *Model of plastic anisotropy evolution with texture-dependent yield surface*. International Journal of Plasticity 20(2004)1, S. 19–54
 - [94] Barlat, F.; Gracio, J. J.; Lee, M.-G.; Rauch, E. F.; Vincze, G.: *An alternative to kinematic hardening in classical plasticity*. International Journal of Plasticity 27(2011)9, S. 1309–1327
 - [95] Peters, P. R.: *Yield Functions taking into account Anisotropic Hardening Effects for an Improved Virtual Representation of Deep Drawing Processes*, Doktorarbeit, ETH Zürich Research Collection, 2015
 - [96] Nasri, W.; Gavras, A.; Kouadri-David, A.; Sai, K.: *Experimental and numerical study concerning the anisotropic behavior of an AA2024-T351 thick sheet using the unified formalism, a multi-mechanism model and a polycrystalline approach*. In: Congrès Français de Mécanique CFM, (2015), S. 1–14
 - [97] Volk, W.; Kim, J. K.; Suh, J.; Hoffmann, H.: *Anisotropic plasticity model coupled with strain dependent plastic strain and stress ratios*. CIRP Annals 62(2013)1, S. 283–286
 - [98] Zamiri, A.; Pourboghraat, F.: *Characterization and development of an evolutionary yield function for the superconducting niobium sheet*.

- International Journal of Solids and Structures 44(2007)25-26,
S. 8627–8647
- [99] Takada, K.; Sato, K.; Ma, N.: *Fracture Prediction for Automotive Bodies Using a Ductile Fracture Criterion and a Strain-Dependent Anisotropy Model*. SAE Int. J. Mater. Manf. 8(2015)3, S. 803–812
- [100] Yoshida, F.; Hamasaki, H.; Uemori, T.: *Modeling of anisotropic hardening of sheet metals*. In: NUMISHEET 2014: The 9th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes: Part A Benchmark Problems and Results and Part B General Papers. AIP 1567(2013), S. 482–487
- [101] Kuwabara, T.; Mori, T.; Asano, M.; Hakoyama, T.; Barlat, F.: *Material modeling of 6016-O and 6016-T4 aluminum alloy sheets and application to hole expansion forming simulation*. International Journal of Plasticity 93(2017), S. 164–186
- [102] Küsters, N.; Brosius, A.: *An adapted yield criterion for the evolution of subsequent yield surfaces*. J. Phys.: Conf. Ser. 896(2017), S. 12020
- [103] Lazarescu, L.; Banabic, D.: *Influence of Material Property Variability on the Thickness in Sheet Metal Subjected to the Hydraulic Bulging*. AEF 8-9(2013), S. 251–258
- [104] Banabic, D.; Sester, M.: *Influence of Material Models on the Accuracy of the Sheet Forming Simulation*. Materials and Manufacturing Processes 27(2012)3, S. 273–277
- [105] Keßler, L.; Richter, H.; Rösen, H.: *Die Anwendung von erweiterten Bewertungskriterien für die Simulation von Stahlwerkstoffen*. In: Prof. Dr.-Ing. B.-A. Behrens (Hrsg.): Industrie und Wissenschaft – Gemeinsam die Zukunft gestalten, (2014), S. 99–110
- [106] Meschut, G.; Teutenberg, D.; Wünsche, M.: *Prüfkonzept für geklebte Stahl/CFK-Strukturen*. Adhaes Kleb Dicht 59(2015)3, S. 16–21
- [107] Pan, B.; Xie, H.; Wang, Z.; Qian, K.; Wang, Z.: *Study on subset size selection in digital image correlation for speckle patterns*. Optics express 16(2008)10, S. 7037–7048
- [108] Thoms, V.; Süße, D.: *Methoden zur Kennwertermittlung für Blechwerkstoffe*. EFB Forschungsbericht. Bd. 187. EFB, 2002
- [109] Lou, X.; Li, M.; Boger, R.; Agnew, S.; Wagoner, R.: *Hardening evolution of AZ31B Mg sheet*. International Journal of Plasticity 23(2007)1, S. 44–86

- [110] Aghaie-Khafri, M.; Honarvar, F.; Zanganeh, S.: *Characterization of Grain Size and Yield Strength in AISI 301 Stainless Steel Using Ultrasonic Attenuation Measurements*. J Nondestruct Eval 31(2012)3, S. 191–196
- [111] Hirth, J. P.: *The Influence of Grain Boundaries on Mechanical Properties*. Metallurgical Transactions (1972), S. 3047–3067
- [112] Heibel, S.; Dettinger, T.; Nester, W.; Clausmeyer, T.; Tekkaya, A. E.: *Damage Mechanisms and Mechanical Properties of High-Strength Multiphase Steels*. Materials 11(2018)5, S. 1–34
- [113] DIN EN ISO. 6892-1: *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2016)*. Beuth Verlag GmbH, 2017
- [114] Chermette, C.; Unruh, K.; Peshekhodov, I.; Chottin, J.; Balan, T.: *A new analytical method for determination of the flow curve for high-strength sheet steels using the plane strain compression test*. Int J Mater Form 13(2020)2, S. 269–292
- [115] Grajcar, A.; Kozłowska, A.; Grzegorzczak, B.: *Strain Hardening Behavior and Microstructure Evolution of High-Manganese Steel Subjected to Interrupted Tensile Tests*. Metals 8(2018)2, S. 1–12
- [116] ISO 10113: *Metallische Werkstoffe – Blech und Band – Bestimmung der senkrechten Anisotropie (ISO 10113:2020)*. Beuth Verlag GmbH, 2020
- [117] Lou, Y.; Bae, G.; Lee, C.; Huh, H.; Barlat, F.; Moon, Y. H.; Lee, M. G.: *Effect of the Yield Stress and r-value Distribution on the Earing Profile of Cup Drawing with Yld2000-2d Yield Function*. In: NUMIFORM 2010: Proceedings of the 10th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes Dedicated to Professor O. C. Zienkiewicz (1921–2009). AIP 1252(2010), S. 375–382
- [118] Gössling, M.: *A Method to Determine Lankford Coefficients (R-Values) for Ultra High Strength Low Alloy (UHSLA) Steels*. J. Phys.: Conf. Ser. 896(2017), S. 1–6
- [119] Yoon, J. W.; Dick, R. E.; Barlat, F.: *Analytical Approach to Predict Anisotropic Material Properties from Cup Drawings*. Int J Mater Form 1(2008)S1, S. 301–304

- [120] Vasilyev, A.; Sokolov, D.; Sokolov, S.; Glukhov, P.; Rudskoy, A.: *Mathematical Model for Evaluating Lankford Coeffitiens in Automotive Sheet Stetels*. In: Proceedings 27th International Conference on Metallurgy and Materials, (2018), S. 903–909
- [121] Hammami, W.; Delannay, L.; Habraken, A. M.; Duchêne, L.: *Crystal plasticity prediction of Lankford coefficients using the MULTISITE model: influence of the critical resolved shear stresses*. Int J Mater Form 2(2009)S1, S. 65–68
- [122] Kanni Raj, A.: *Calculation of Lankford coefficient from orientation distribution function and modelling of forming limit diagram using Marcniak-Kuczynski hypothesis of geometric instability*. Indian Journal of Engineering and Materials Sciences (IJEMS) 17(2010)4, S. 256–264
- [123] Kodukula, S.; Manninen, T.; Porter, D.: *Estimation of Lankford Coef-ficients of Austenitic and Ferritic Stainless Steels using Mean Grain Orientations from Micro-texture Measurements*. ISIJ Int. 61(2021)1, S. 401–407
- [124] Li, S.-l.; Wu, R.; Wei, Y.-z.; Wu, Z.-f.; Zhou, X.-j.; Zhang, Y.-f.; Xu, G.: *Correlation of morphological anisotropy and Lankford value of deep drawing sheets hot-rolled by compact strip production*. Int J Miner Metall Mater 19(2012)10, S. 934–938
- [125] Diehl, M.; Niehuesbernd, J.; Bruder, E.: *Quantifying the Contribution of Crystallographic Texture and Grain Morphology on the Elastic and Plastic Anisotropy of bcc Steel*. Metals 9(2019)12, S. 1252
- [126] Graser, M.; Lenzen, M.; Merklein, M.: *On the inverse identification of Lankford coefficients using geometrical changes under quasi-biaxial loading*. Int J Mater Form 12(2019)6, S. 1053–1061
- [127] Nakazima, K.; Kikuma, T.; Hasuka, K.: *Study on the Formability of Steel Sheets*. Yamata Technical Report, (1968)264, S. 8517–8530
- [128] Marciniak, Z.; Kuczyński, K.: *Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal*. International Journal of Mechanical Sciences 9(1967)9, S. 609–620
- [129] ISO FDIS. 16842: *Metallic materials — Sheet and strip — Biaxial ten-sile testing method using cruciform specimen*. ISO, Beuth Verlag GmbH, 2014

- [130] Matsui, M.; Iwata, N.; Mori, N.: *Initiation and growth of buckling in the biaxial diagonal tensile test on steel sheet*. Journal of Mechanical Working Technology 14(1987)3, S. 283–294
- [131] Barroso, A.; Correa, E.; Freire, J.; Pérez, M. D.; Paris, F.: *Biaxial testing of composites in uniaxial machines: Manufacturing of a device, analysis of the specimen geometry and preliminary experimental results*. In: Proceedings of the 15th European Conference on Composite Materials, (2012), S. 1–8
- [132] Merklein, M.; Biasutti, M.: *Development of a biaxial tensile machine for characterization of sheet metals*. Journal of Materials Processing Technology 213(2013)6, S. 939–946
- [133] Müller, W.: *Beitrag zur Charakterisierung von Blechwerkstoffen unter mehrachsiger Beanspruchung*. Bd. 123. Springer Berlin Heidelberg, 1996
- [134] Makinde, A.; Thibodeau, L.; Neale, K. W.: *Development of an apparatus for biaxial testing using cruciform specimens*. Exp Mech 32(1992)2, S. 138–144
- [135] Hou, Y.; Min, J.; Lin, J.; Carsley, J. E.; Stoughton, T. B.: *Cruciform specimen design for large plastic strain during biaxial tensile testing*. J. Phys.: Conf. Ser. 1063(2018), S. 1–6
- [136] Kuwabara, T.; Ikeda, S.; Kuroda, K.: *Measurement and analysis of differential work hardening in cold-rolled steel sheet under biaxial tension*. Journal of Materials Processing Technology 80–81(1998), S. 517–523
- [137] Kuwabara, T.: *Advances of Plasticity Experiments on Metal Sheets and Tubes and Their Applications to Constitutive Modeling*. In: NUMISHEET 2005: Proceedings of the 6th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Process. AIP 778(2005), S. 20–39
- [138] 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*. CIRP Annals 63(2014)2, S. 727–749
- [139] Pöhlndt, K.; Lange, K.; Banabic, D.; Schöck, J.: *Consistent Parameters for Plastic Anisotropy of Sheet Metal (Part 1-Uniaxial and Biaxial Tests)*. In: 10TH ESAFORM Conference on Material Forming. AIP 907(2007), S. 374–379

- [140] DIN 50106: *Prüfung metallischer Werkstoffe – Druckversuch bei Raumtemperatur*. Beuth Verlag GmbH, 2016
- [141] Alves, L. M.; Nielsen, C. V.; Martins, P. A. F.: *Revisiting the Fundamentals and Capabilities of the Stack Compression Test*. Exp Mech 51(2011)9, S. 1565–1572
- [142] Pawelski, O.: *Über das Stauchen von Hohlzylindern und seine Eignung zur Bestimmung der Formänderungsfestigkeit dünner Bleche*. Archiv für das Eisenhüttenwesen 38(1967)6, S. 437–442
- [143] Merklein, M.; Kuppert, A.: *A method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior*. Int J Mater Form 2(2009)S1, S. 483–486
- [144] Camberg, A. A.; Tröster, T.: *A simplified method for the evaluation of the layer compression test using one 3D digital image correlation system and considering the material anisotropy by the equibiaxial Lankford parameter*. IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 967(2020), S. 12077
- [145] An, Y. G.; Vegter, H.: *The difference in plastic behaviour between the bulging test and the through-thickness compression test for sheet steels and Al alloys*. In: Proceedings IDDRG Working Groups 1998, (1998), S. 1–5
- [146] Vegter, H.; An, Y. G.: *Mechanical testing for modeling of the material behaviour in forming simulations*. In: Proceedings of Numisheet Conference 2008, (2008), S. 55–60
- [147] An, Y. G.; Vegter, H.: *Analytical and experimental study of frictional behavior in through-thickness compression test*. Journal of Materials Processing Technology 160(2005)2, S. 148–155
- [148] An, Y.; Vegter, H.: *Experimental study of the friction behavior in the compression test*. In: Proceedings of the IDDRG Conference 1999, (1999), S. 1–6
- [149] Hochholdinger, B.; Grass, H.; Lipp, A.; Hora, P.: *Determination of flow curves by stack compression tests and inverse analysis for the simulation of press hardening*. In: Proceedings of the 7th European LS-DYNA Conference, (2009), S. 1–11
- [150] Shaw, M. C.; Ber, A.; Mamin, P. A.: *Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow*. Journal of Basic Engineering 82(1960)2, S. 342–345

- [151] Solhjoo, S.; Khoddam, S.: *Evaluation of barreling and friction in uniaxial compression test: A kinematic analysis*. International Journal of Mechanical Sciences 156(2019), S. 486–493
- [152] Hoffmann, H.; Neugebauer, R.; Spur, G.: *Handbuch Umformtechnik - Edition Handbuch der Fertigungstechnik*. Hanser, 2012
- [153] Dietrich, J.: *Praxis der Umformtechnik - Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen*. Springer Vieweg, 2018, 12., überarbeitete und erweiterte Auflage
- [154] DIN EN ISO 16808: *Metallische Werkstoffe –Blech und Band –Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen*. Beuth Verlag GmbH, 2014
- [155] Gutscher, G.; Wu, H.-C.; Ngaile, G.; Altan, T.: *Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test*. Journal of Materials Processing Technology 146(2004)1, S. 1–7
- [156] Braun, A.; Hirt, G.; Matthiesen, G.: *Hot-Gas-Bulgetest, ein neues Verfahren zur Materialprüfung für das Presshärten von Stahl*. Stahl und Eisen 139(2019)6, S. 26–29
- [157] Rossi, F.; Fumagalli, F.; Ruiz-Moreno, A.; Moilanen, P.; Hähner, P.: *Membrane bulge test rig for irradiation-assisted stress-corrosion cracking*. Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms 479(2020), S. 80–92
- [158] Gologranc, F.: *Theoretische Betrachtungen zur Aufnahme von Fließkurven im kontinuierlichen hydraulischen Tiefungsversuch*. Blech Rohre Profile, (1977)4, S. 116–121
- [159] Friebe, H.; Klein, M.; Heinle, I.; Lipp, A.: *Optimized Yield Curve Determination Using Bulge Test Combined with Optical Measurement and Material Thickness Compensation*. KEM 549(2013), S. 389–396
- [160] Leppin, C.; Lange, C.; Till, E.T.; Daniel, D.: *Evaluation of the Hydraulic Bulge Test for improved Material Hardening Modeling*. In: Proceedings of Forming Technology Forum 2012, (2012), S. 69–74
- [161] Min, J.; Stoughton, T. B.; Carsley, J. E.; Carlson, B. E.; Lin, J.; Gao, X.: *Accurate characterization of biaxial stress-strain response of sheet metal from bulge testing*. International Journal of Plasticity 94(2017), S. 192–213

- [162] Olsen, T. Y.: *Ductility testing machines*: Proc. Amer. Soc. Mater., S. 398–403
- [163] Hill, R.: C. *A theory of the plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure*. The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science 41(1950)322, S. 1133–1142
- [164] Mellor, P. B.: *Stretch forming under fluid pressure*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 5(1956)1, S. 41–56
- [165] Panknin, W.: *Der hydraulische Tiefungsversuch und die Ermittlung von Fließkurven*, Technische Hochschule Stuttgart, 1959
- [166] Keller, S.; Hotz, W.; Friebe, H.: *Yield curve determination using the bulge test combined with optical measurements*. In: Proceedings of IDDRG 2009, (2009), S. 319–330
- [167] Mutrux, A.; Hochholdinger, B.; Hora, P.: *Procedure for evaluation and validation of hydraulic biaxial experiment*. In: Proceedings of Numisheet Conference 2008, (2008), S. 67–71
- [168] Boyer, A.; Laurent, H.; Oliveira, M. C.: *Evaluation of the stress vs strain curve using a high temperature bulge test device*. IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 651(2019), S. 1–8
- [169] Suttner, S.; Merklein, M.: *Experimental and numerical investigation of a strain rate controlled hydraulic bulge test of sheet metal*. Journal of Materials Processing Technology 235(2016)12, S. 121–133
- [170] Min, J.; Hector, L. G.; Carsley, J. E.; Stoughton, T. B.; Carlson, B. E.; Lin, J.: *Spatio-temporal characteristics of plastic instability in AA5182-O during biaxial deformation*. Materials & Design 83(2015), S. 786–794
- [171] Santos, A. D.; Teixeira, P.; Barata da Rocha, A.; Barlat, F.; Moon, Y. H.; Lee, M. G.: *On the Determination of Flow Stress Using Bulge Test and Mechanical Measurement*. In: NUMIFORM 2010: Proceedings of the 10th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes Dedicated to Professor O. C. Zienkiewicz (1921–2009). AIP, (2010), S. 845–852
- [172] Güner, A.; Brosius, A.; Tekkaya, A. E.: *Analysis of the Hydraulic Bulge Test with FEA Concerning the Accuracy of the Determined Flow Curves*. KEM 410–411(2009), S. 439–447

- [173] Yoshida, K.: *Evaluation of Stress and Strain Measurement Accuracy in Hydraulic Bulge Test with the Aid of Finite-element Analysis*. ISIJ Int. 53(2013)1, S. 86–95
- [174] Chen, K.; Scales, M.; Kyriakides, S.: *Material hardening of a high ductility aluminum alloy from a bulge test*. International Journal of Mechanical Sciences 138-139(2018), S. 476–488
- [175] Reis, L. C.; Prates, P. A.; Oliveira, M. C.; Santos, A. D.; Fernandes, J. V.: *Anisotropy and plastic flow in the circular bulge test*. International Journal of Mechanical Sciences 128-129(2017), S. 70–93
- [176] Bambach, M.: *Comparison of the Identifiability of Flow Curves from the Hydraulic Bulge Test by Membrane Theory and Inverse Analysis*. KEM 473(2011), S. 360–367
- [177] Hecht, J.; Pinto, S.; Geiger, M.: *Determination of Mechanical Properties for the Hydroforming of Magnesium Sheets at Elevated Temperature*. AMR 6-8(2005), S. 779–786
- [178] Banabic, D.; Lazarescu, L.; Paraianu, L.; Ciobanu, I.; Nicodim, I.; Comsa, D. S.: *Development of a new procedure for the experimental determination of the Forming Limit Curves*. CIRP Annals 62(2013)1, S. 255–258
- [179] Mirnia, M. J.; Vahdani, M.: *Calibration of ductile fracture criterion from shear to equibiaxial tension using hydraulic bulge test*. Journal of Materials Processing Technology 280(2020), S. 1–17
- [180] Eder, M.; Gaber, C.; Nester, W.; Hoffmann, H.; Volk, W.: *Innovative measurement technique to determine equibiaxial flow curves of sheet metals using a modified Nakajima test*. CIRP Annals 67(2018)1, S. 265–268
- [181] Gutknecht, F.; Gerstein, G.; Traphöner, H.; Clausmeyer, T.; Nürnberger, F.: *Experimental setup to characterize flow-induced anisotropy of sheet metals*. IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 418(2018), S. 1–8
- [182] He, Z.; Zhu, H.; Lin, Y.; Politis, D. J.; Wang, L.; Yuan, S.: *A novel test method for continuous nonlinear biaxial tensile deformation of sheet metals by bulging with stepped-dies*. International Journal of Mechanical Sciences 169(2020), S. 1–10

- [183] Janbakhsh, M.; Djavanroodi, F.; Riahi, M.: *Utilization of bulge and uniaxial tensile tests for determination of flow stress curves of selected anisotropic alloys*. Proceedings of the IMechE 227(2013)1, S. 38–51
- [184] Flores, P.; Bonnet, F.; Habraken, A. M.: *Plane Strain Test for Metal Sheet Characterization*. KEM 344(2007), S. 135–142
- [185] Flores, P.; Tuninetti, V.; Gilles, G.; Gonry, P.; Duchêne, L.; Habraken, A. M.: *Accurate stress computation in plane strain tensile tests for sheet metal using experimental data*. Journal of Materials Processing Technology 210(2010)13, S. 1772–1779
- [186] Wagoner, R. H.: *Measurement and analysis of plane-strain work hardening*. MTA 11(1980)1, S. 165–175
- [187] Watts, A. B.; Ford, H.: *An Experimental Investigation of the Yielding of Strip between Smooth Dies*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 167(1953)1b, S. 448–464
- [188] Becker, N.; Pöhlandt, K.; Lange, K.: *Improvement of the Plane-Strain Compression Test for Determining Flow Curves*. CIRP Annals 38(1989)1, S. 227–230
- [189] Altan, T.; Palaniswamy, H.; Bortot, P.; Mirtsch, M.; Heidl, W.; Bechtold, A.: *Determination of sheet material properties using biaxial bulge tests*. In: Proceedings of the 2nd International Conference on Accuracy in Forming Technology, ICAFT 2006, (2006), S. 79–92
- [190] Lazarescu, L.; Nicodim, I. P.; Comsa, D. S.; Banabic, D.: *A Procedure for the Evaluation of Flow Stress of Sheet Metal by Hydraulic Bulge Test Using Elliptical Dies*. KEM 504-506(2012), S. 107–112
- [191] Lazarescu, L.; Comsa, D.-S.; Nicodim, I.; Ciobanu, I.; Banabic, D.: *Characterization of plastic behaviour of sheet metals by hydraulic bulge test*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China 22(2012)7, S. 275–279
- [192] DIN EN ISO. 10130:2006: *Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 10130:2006*. Beuth Verlag GmbH, 2006
- [193] Dorn, J. E.: *Stress-Strain Rate Relations for Anisotropic Plastic Flow*. Journal of Applied Physics 20(1949)1, S. 15–20
- [194] Berns, H.; Theisen, W.: *Eisenwerkstoffe — Stahl und Gusseisen*. Springer Verlag, 2006

- [195] DIN EN. 573-3: *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen; Deutsche Fassung EN 573-3:2019*. Beuth Verlag GmbH, 2019
- [196] Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*. Springer Berlin Heidelberg, 2014
- [197] Blaich, M.: *Beitrag zum Ziehen von Blechteilen aus Aluminiumlegierungen - Berichte aus dem Institut für Umformtechnik*, Springer, 1981
- [198] Llewellyn, D.T.; Hillis, D.J.: *Dual Phase Steels*. Ironmaking and Steelmaking 23(1996), S. 471–478
- [199] Xu, Y.; Dan, W.; Ren, C.; Zhang, W.: *Strain-Hardening Behavior of Dual-Phase Steel under Multistress States*. J. of Materi Eng and Perform 28(2019)8, S. 4882–4893
- [200] STAHL-EISEN-Prüfblätter (SEP). 1240: *Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung*. Stahleisen GmbH, 2006
- [201] VDA Empfehlung. 239-300: *Experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Walzprodukten aus Aluminiumlegierungen für die CAE-Berechnung Prüfung und Dokumentation*. Verband der Automobilindustrie e.V., 2015
- [202] ASTM. B 831 - 05: *Standard Test Method for Shear Testing of Thin Aluminum Alloy Products*. ASTM International, 2009
- [203] Merklein, M.; Biasutti, M.: *Forward and Reverse Simple Shear Test Experiments for Material Modeling in Forming Simulations*. steel research int., Special Edition, (2011), S. 702–707
- [204] DIN 50106:2016: *Prüfung metallischer Werkstoffe – Druckversuch bei Raumtemperatur*. Beuth Verlag GmbH, 2016
- [205] DIN EN ISO. 12004-2:2008: *Metallische Werkstoffe – Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve – Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor (ISO 12004-2:2008); Deutsche Fassung EN ISO 12004-2:2008*. Beuth Verlag GmbH, 2008
- [206] Geiger, M.; Merklein, M.: *Determination of forming limit diagrams – a new analysis method for characterization of materials' formability*. CIRP Annals 52(2003)1, S. 213–216

- [207] LSTC: *LS-DYNA User's Manual Volume II Material Models - LS-DYNA R11*. URL: https://www.dynasupport.com/manuals/ls-dyna-manuals/ls-dyna_manual_volume_ii_r11.pdf; [08.04.2021]
- [208] Schreijäg, S.: *Microstructure and Mechanical Behavior of Deep Drawing DCo4 Steel at Different Length Scales*. KIT Scientific Publishing, 2013
- [209] Merklein, M.; Suttner, S.: *Evolution of Yield Loci for Aluminum Alloy AA6016 and Deep Drawing Steel DCo6 under the Influence of Non-Linear Strain Paths*. KEM 549(2013), S. 21–28
- [210] Jocham, D.; Norz, R.; Volk, W.: *Strain rate sensitivity of DCo6 for high strains under biaxial stress in hydraulic bulge test and under uniaxial stress in tensile test*. Int J Mater Form 10(2017)3, S. 453–461
- [211] Barata da Rocha, A.; Santos, A. D.; Teixeira, P.; Butuc, M. C.: *Analysis of plastic flow localization under strain paths changes and its coupling with finite element simulation in sheet metal forming*. Journal of Materials Processing Technology 209(2009)11, S. 5097–5109
- [212] Charca Ramos, G.; Stout, M.; Bolmaro, R.E.; Signorelli, J.W.; Turner, P.: *Study of a drawing-quality sheet steel. I: Stress/strain behaviors and Lankford coefficients by experiments and micromechanical simulations*. International Journal of Solids and Structures 47(2010), S. 2285–2293
- [213] Aegerter, J.; Keller, S.: *Bestimmung der senkrechten Anisotropie (r-Wert) - Probleme und Lösungsvorschläge zur reproduzierbaren Versuchsdurchführung und Auswertung*. In: H.-J. Christ (Hrsg.): *Fortschritte in der Werkstoffprüfung für Forschung und Praxis - Tagung Werkstoffprüfung 2016*. Verlag Stahleisen GmbH, S. 167–172
- [214] Mulder, J.; Vegter, H.; Aretz, H.; Keller, S.; van den Boogaard, A. H.: *Accurate determination of flow curves using the bulge test with optical measuring systems*. Journal of Materials Processing Technology 226(2015), S. 169–187
- [215] Han, J.-H.; Kim, D.-I.; Jee, K.-K.; Oh, K. H.: *Evolution of crystallographic orientations in an aluminum single crystal during tensile deformation*. Materials Science and Engineering: A 387–389(2004), S. 60–6

- [216] Badkoobeh, F.; Mostaan, H.; Rafiei, M.; Bakhsheshi-Rad, H. R.; Berto, F.: *Microstructural Characteristics and Strengthening Mechanisms of Ferritic–Martensitic Dual-Phase Steels: A Review*. Metals 12(2022)1, S. 1–30
- [217] Ahmad, E.; Manzoor, T.; Ziai, M. M. A.; Hussain, N.: *Effect of Martensite Morphology on Tensile Deformation of Dual-Phase Steel*. J. of Materi Eng and Perform 21(2012)3, S. 382–387
- [218] Mulder, J.; Vegter, H.; Aretz, H.; Keller, S.; van den Boogaard, A. H.: *Accurate determination of flow curves using the bulge test with optical measuring systems*. Journal of Materials Processing Technology 226(2015), S. 169–187
- [219] Timošenko, S. P.; Woinowsky-Krieger, S.: *Theory of plates and shells* McGraw-Hill, 1996, 2. ed.,
- [220] Cook, M.: *Directional Properties in Rolled Brass Strip*. The Journal of the Institute of Metals, (1937), S. 159–186
- [221] Stoughton, T. B.; Yoon, J. W.: *Anisotropic hardening and non-associated flow in proportional loading of sheet metals*. International Journal of Plasticity 25(2009)9, S. 1777–1817
- [222] Pütz, F.; Shen, F.; Könemann, M.; Münstermann, S.: *The differences of damage initiation and accumulation of DP steels: a numerical and experimental analysis*. Int J Fract 226(2020)1, S. 1–15
- [223] Lafarge, R.; Küsters, N.; Brosius, A.: *A novel indicator for kinematic hardening effect quantification in deep drawing simulation*. In: COMPLAS XV: proceedings of the XV International Conference on Computational Plasticity: fundamentals and applications. CIMNE, 2019, S. 467–478
- [224] Drotleff, K.; Liewald, M.: *Application of an advanced necking criterion for nonlinear strain paths to a complex sheet metal forming component*. J. Phys.: Conf. Ser. 418(2018), S. 1–9

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Lenzen M.; Affronti E.; Rosenschon M.; Merklein M.: *Investigation of the Anisotropic Strain Rate Dependency of AA5182-O and DCo₄ for Different Stress States*. In: Advanced Materials Research (1140), 2016, S. 35-42
- [P2] Lenzen M.; Suttner S.; Merklein M.: *Einfluss der Auflösung des Dehnungsfeldes auf die Kennwertermittlung im Scherzugversuch von Aluminium- und Magnesiumlegierungen*. In: H.-J. Christ (Hrsg.): Tagung Werkstoffprüfung 2016, S. 143-148
- [P3] Lenzen M.; Merklein M.: *Analysis of the Lankford Coefficient Evolution at Different Strain Rates for AA6016-T₄, DP800 and DCo₆*. In: Dermot Brabazon, Sumsun Naher and Inam Ul Ahad (Hrsg.): AIP Conference Proceedings (1896), 2017, S. 160001
- [P4] Lenzen M.; Suttner S.; Merklein M.: *Characterisation of strain rate dependency of sheet metals under biaxial loading with a strain rate controlled hydraulic bulge test*. In: R. H. Schmitt, G. Schuh (Hrsg.): 7. WGP-Jahreskongress Aachen, 5.-6. Oktober 2017, S. 535-540
- [P5] Brosius A.; Kuesters N.; Lenzen M.: *New method for stress determination based on digital image correlation data*. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology (67), 2018, S. 269-272
- [P6] Lenzen M.; Merklein M.: *Improvement of numerical modelling considering plane strain material characterization with an elliptic hydraulic bulge test*. In: Journal of Manufacturing and Materials Processing (2), 2018, S. 1-20
- [P7] Lenzen M.; Merklein M.: *Improvement of the drawing ratio of the anisotropic material behaviour under near plane strain conditions for DP600 characterized in elliptic hydraulic bulge test*. In: J. Phys.: Conf. Ser. (1063), 2018, S. 012161

- [P8] Merklein M.; Lenzen M.; Brosius A.; Kuesters N.: *Prozessorientierte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformoperationen - EFB-Forschungsbericht*. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., 2018
- [P9] Graser M.; Lenzen M.; Merklein M.: *On the inverse identification of Lankford coefficients using geometrical changes under quasi-biaxial loading*. In: International Journal of Material Forming (12), 2019, S. 1053-1061
- [P10] Lenzen M.; Merklein M.: *Determination of strain dependent anisotropy in layer compression tests and resulting influence on the yield locus modelling*. In: Proceedings NUMIFORM 2019: The 13th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, 2019, S. 127-130
- [P11] Lenzen M.; Schmid H.; Merklein M.: *Characterization of kinematic hardening with a hydraulic bulge test*. In: Procedia Manufacturing (Hrsg.): Procedia Manufacturing (50), 2020, S. 696-701
- [P12] Lenzen M.; Kraus M.; Merklein M.: *Analytical friction force compensation of flow curves out of layer compression tests with the pin extrusion test*. In: International Journal of Material Forming (14), 2021, S. 663-676
- [P13] Lenzen M.; Merklein M.: *Influence of the strain dependent material behaviour under plane strain on the yield locus modelling*. In: IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. (1157), 2021, S. 012062
- [P14] Lafarge R.; Ahmed U.; Brosius A.; Lenzen M.; Jäckisch M.; Merklein M.: *Relevanzanalyse zur Berücksichtigung der kinematischen Verfestigung in Tiefziehprozessen mit geschlossenem Profil*. EFB-Forschungsbericht. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., 2021
- [P15] Kraus M.; Lenzen M.; Merklein M.: *Contact pressure-dependent friction characterization by using a single sheet metal compression test*. In: Wear (476), 2021, S. 203679

- [P16] Hetz P.; Lenzen M.; Kraus M.; Merklein M.: *Determination of the biaxial anisotropy coefficient using a single layer sheet metal compression test*. In: Key Engineering Materials (883), 2021, S. 303–308
- [P17] Lenzen M.; Kraus M.; Merklein M.: *Characterization and modeling of sheet material with graded strength for more accurate finite element analysis*. In: Key Engineering Materials (926), 2022, S. 1923–1930.
- [P18] Lenzen M.; Merklein M.: *Analysis of the evolution of the Lankford coefficient in uniaxial tensile tests and validation with grain structure analysis*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture (I-9), 2022, S. 1–9
- [P19] Lenzen M.; Merklein M.: *Evaluation of testing methods for the characterization of material properties under plane strain*. In: IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. (1238), 2022, S. 1–8

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten

- [S1] Kittel H.: *Aufbau und Validierung einer Kreuznapfsimulation*. Bachelorarbeit (2016), Erlangen
- [S2] Peters K.: *Untersuchung der Vergleichbarkeit experimentell ermittelter mechanischer Kennwerte aus unterschiedlichen Universalprüfmaschinen*. Projektarbeit (2017), Erlangen
- [S3] Stemmler T.: *Entwicklung eines zweistufigen Werkzeugs für den hydraulischen Tiefungsversuch*. Bachelorarbeit (2018), Erlangen
- [S4] Klingenberg Y.: *Einflussanalyse von experimentellen Werkstoffkennwerten auf den modellierten Fließort*. Masterarbeit (2018), Erlangen
- [S5] Upegui S.: *Experimental investigation of the influence of pre strain on material properties*. Projektarbeit (2019), Erlangen
- [S6] Liu T.: *Auslegung einer Probengeometrie für die Charakterisierung der ebenen Dehnung*. Projektarbeit (2019), Erlangen
- [S7] Agca T.: *Untersuchung von Prüf- und Evaluationsstrategien zur Charakterisierung von Kennwerten der ebenen Dehnung im Kreuzzugversuch*. Masterarbeit (2020), Erlangen
- [S8] von Waldenfels R.: *Untersuchung des Einflusses der Modellparameteridentifikation auf die Abbildungsgenauigkeit von Fließortkurven*. Masterarbeit (2020), Erlangen
- [S9] Petsch M.: *Untersuchung der Formänderung in einem Tiefziehprozess*. Bachelorarbeit (2021), Erlangen
- [S10] Boukhachem R.: *Experimentelle Untersuchung des Versagensverhaltens von Kerbzugproben in Abhängigkeit von Werkstoffanisotropie und Verfestigung*. Projektarbeit (2022), Erlangen

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2023):

Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52

Fertigungstechnik – Erlangen

ISSN 1431-6226

Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307

Fertigungstechnik – Erlangen

ISSN 1431-6226

Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308

FAU Studien aus dem Maschinenbau

ISSN 2625-9974

FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
FMT	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
KTmflk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LGT	Lehrstuhl für Gießereitechnik
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien
REP	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

Band 1: Andreas Hemberger

Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion durch wissensbasierte Systeme
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe

Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montagesysteme durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting

Projektiertung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989. ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter

Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen durch den Einsatz der Simulationstechnik
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin

Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss

Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989. ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz

Modell zur datenbankgestützten Planung automatisierter Montageanlagen
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier

Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989. ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele

Konzeption und Wirtschaftlichkeit von Planungssystemen in der Produktion
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer

Technologisch orientierte Montageplanung am Beispiel der Schraubtechnik
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990. ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer

Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätsteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam

CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen

Pulvermetallurgische Verarbeitung eines übereutektoiden verschleißfesten Stahls
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab. 1990.
ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann

Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik für das Schneiden mit CO₂-Hochleistungslasern
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab. 1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler

Material- und Datenfluß in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991. ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake

Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems für automatisierte Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991. ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel

Optimierung der Werkzeugbereitstellung durch rechnergestützte Arbeitsfolgenbestimmung
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991. ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller

Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen für rechnergeführte Montagezellen
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16454-5.

Band 19: Arnold vom Ende

Untersuchungen zum Biegeumformung mit elastischer Matrizierung
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991. ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid

Beitrag zum automatisierten Bearbeiten von Keramikguß mit Industrierobotern
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer

Multiprozessorsteuerung für kooperierende Industrieroboter in Montagezellen
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer

Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten in der Montage
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr

Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik in der Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief

Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 1991. ISBN 3-446-16593-2.

Band 25: Christoph Thim

Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen in der Elektronikmontage durch Simulation
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller

CO₂-Laserstrahlschneiden von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992. ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer

Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann

Entwicklung einer CAD/CAM-Prozesskette für die Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann

Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen: Prozeßführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992. ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel

Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch

Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther

Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless

Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik in der Strahlführung einer CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993. ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel

Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative und strategische Probleme der Produktionsplanung und -steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmman

Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra

Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993. ISBN 3-446-17719-1.

Band 37: Stephanie Abels

Modellierung und Optimierung von Montageanlagen in einem integrierten Simulationssystem
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Heibel

Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993. ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz

Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe mit XeCl-Excimerlaserstrahlung
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994. ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp

Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssoftware von SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch

Wissensbasierte Unterstützung der Angebotsbearbeitung in der Investitionsgüterindustrie
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp

Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995. ISBN 3-446-18241-1.

Band 43: Werner Heckel

Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biege winkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995. ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt

Modulares Planungssystem zur Optimierung der Elektronikfertigung
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner

Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann

Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung komplexer Blechbiegeteile
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf

Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher

Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung in flexiblen Fertigungssystemen
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18412-0.

Band 49: Wolfgang Greska

Wissensbasierte Analyse und Klassifizierung von Blechteilen
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke

Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995. ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller

Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995. ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie

Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung in Feldkommunikationssystemen
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996. ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel

Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996. ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn

Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern - Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen

LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab.

1996. ISBN 3-87525-075-3.

Band 55: Henning Hanebuth

Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahltechnik

LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab.

1996. ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr

Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen mitkooperierenden Robotern

FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab.

1996. ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer

Berührungslose Formgebung mit-Laserstrahlung

LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab.

1996. ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz

Fertigungsqualität beim 3D-Laserstrahlschweißen von Blechformteilen

LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab.

1997. ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs

Integration elektromechanischer CA-Anwendungen über einem STEP-Produktmodell

FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab.

1997. ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm

Prozeßintegrierte Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion

FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab.

1997. ISBN 3-87525-082-6.

Band 61: Andreas Brand

Prozesse und Systeme zur Bestückung räumlicher elektronischer Baugruppen (3D-MID)

FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997.

ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf

Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparsparameter einer CO₂-Hochleistungslaseranlage

LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab.

1997. ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser

Modulares Informationsmanagement in der integrierten Produkt- und Prozeßplanung

FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997.

ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl

Integriertes Automatisierungskonzept für den flexiblen Materialfluß in der Elektronikproduktion

FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab.

1997. ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto

Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen

LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab.

1997. ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl

Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC-Steuerungen zur Prozeß- und Programmoptimierung

FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997.

ISBN 3-87525-091-5.

Band 67: Klaus-Uwe Wolf

Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulenswickeln

FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997.

ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes

Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D-Laserstrahlbearbeitung

LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab.

1997. ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus

Laserstrahlumformen von Profilen

LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab.

1997. ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer

Adaptive Strahlführungen für CO₂-Lasieranlagen

LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab.

1997. ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber

Prozeßoptimierter Betrieb flexibler Schraubstationen in der automatisierten Montage

FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab.

1997. ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf

Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik

LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab.

1997. ISBN 3-87525-097-4.

Band 73: Volker Franke

Integrierte Planung und Konstruktion von Werkzeugen für die Biegebearbeitung

LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998.

ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller

Automatisierte Demontagesysteme und recyclinggerechte Produktgestaltung elektronischer Baugruppen

FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17

Tab. 1998. ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meßner

Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile - Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung

LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab.

1998. ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher

Prozeß- und Systemtechnik zum Laserstrahl-Mikroschweißen

LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab.

1998. ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind

Zerstörungsfreie Ermittlung mechanischer Eigenschaften von Feinblechen mit dem Wirbelstromverfahren

LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab.

1998. ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard

Qualitätssteigerung in der Elektronikproduktion durch Optimierung der Prozeßführung beim Löten komplexer Baugruppen

FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab.

1998. ISBN 3-87525-103-2.

Band 79: Elke Rauh

Methodische Einbindung der Simulation in die betrieblichen Planungs- und Entscheidungsabläufe

FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab.

1998. ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn

Meßeinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab.
1998. ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schuberth

Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO₂-Hochleistungslasern unter Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab.
1998. ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo

Development and Implementation of Hierarchical Control Structures of Flexible Production Systems Using High Level Petri Nets
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt

Effizienzsteigerung bei Demontage und Recycling durch flexible Demontagetechnologien und optimierte Produktgestaltung
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz

Modelle und effiziente Modellbildung zur Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998. ISBN 3-87525-112-1.

Band 85: Ralf Luchs

Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT
FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998. ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau

Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals

Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes
LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab.
1999. ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn

Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion
FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab.
1999. ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger

Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen
LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab.
1999. ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher

Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten
LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab.
1999. ISBN 3-87525-119-9.

Band 91: Horst Arnet

Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung
LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab.
1999. ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart

Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO₂-Laserstrahlung
LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab.
1999. ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P.

Coremans
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper
LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab.
1999. ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler

Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung
FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker

Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken
LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab.
1999. ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein

Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung
LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab.
1999. ISBN 3-87525-128-8.

Band 97: Gunter Beitinger

Herstellungs- und Prüfverfahren für thermoplastische Schaltungsträger
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab.
1999. ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach

Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von Blechteilen mit Hilfe wissensbasierter Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab.
1999. ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach

Bildverarbeitungssystem zur Erfassung der Anschlußgeometrie elektronischer SMT-Bauelemente
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab.
2000. ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk

Simulationsbasierte Lebensdauer vorhersage für Werkzeuge der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab.
2000. ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl

Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000. ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel

Ermüdungsbruchversagen hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle in der Kaltmassivumformung
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab.
2000. ISBN 3-87525-138-5.

Band 103: Stefan Bobbert

Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000.
ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer

Modulares Planungswerkzeug zum Produktionsmanagement in der Elektronikproduktion
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder, 2001.
ISBN 3-87525-139-3.

Band 105: Thomas Hennige

Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder, 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel

Wissensbasierte Methoden für die rechnergestützte Charakterisierung und Bewertung innovativer Fertigungsprozesse
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 2001.
ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel

Kommunikationstechnische Integration der Prozeßebene in Produktionssysteme durch Middleware-Frameworks
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001. ISBN 3-87525-143-1.

Band 108: Frank Pitter

Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen durch Einsatz mechatronischer Sensorlösungen
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001. ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli

Integration lokaler CAP-Systeme in einen globalen Fertigungsdatenverbund
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001. ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller

Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern - Prozeßparameter und Modelle zur Aktorkonstruktion
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001. ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer

Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001. ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein

Qualitäts- und kosteneffiziente Integration neuer Bauelementetechnologien in die Flachbaugruppenfertigung
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001. ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger

Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten alternativer Elektroniklote in der Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001. ISBN 3-87525-152-0.

Band 114: Alexander Huber

Justieren vormontierter Systeme mit dem Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001. ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi

Analyse und Optimierung von Montagesystemen in der Elektronikproduktion
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001. ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein

Laserstrahlumformen von Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001. ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi

Ein informationslogistisches Architekturkonzept zur Akquisition simulationsrelevanter Daten
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002. ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch

Rationalisierung und ergonomische Optimierung im Innenausbau durch den Einsatz moderner Automatisierungstechnik
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002. ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt

Prozeßregelung für das Laserstrahl-Punktschweißen in der Elektronikproduktion
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002. ISBN 3-87525-166-0.

Band 120: Nicolas Tiesler

Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002. ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche

Methoden zur technologieorientierten Programmierung für die 3D-Lasermikrobearbeitung
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab. 2002. ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel

Prozeßkontrolle beim Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002. ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel

Prozeßkontrolle und -steuerung beim Laserstrahlschweißen mit den Methoden der nichtlinearen Dynamik
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002. ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßer

Laserstrahlunterstützte Erzeugung metallischer Leiterstrukturen auf Thermoplastsubstraten für die MID-Technik
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein

Qualität laserstrahl-gefügter Mikroverbindungen elektronischer Kontakte
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002. ISBN 3-87525-170-9.

Band 126: Stefan Kaufmann

Grundlegende Untersuchungen zum Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium für Komponenten der Optoelektronik
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich

Simultanes Löten von Anschlußkontakten elektronischer Bauelemente mit Diodenlaserstrahlung
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann

Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab.
2002. ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch

3 - D MID Technologie in der Automobilelektronik
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002. ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl

Fertigungsqualität und Umformbarkeit laserstrahlgeschweißter Formplatinen aus Aluminiumlegierungen
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab.
2002. ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk

Entwicklung eines konfigurierbaren Steuerungssystems für die flexible Sensorführung von Industrierobotern
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab.
2002. ISBN 3-87525-174-1.

Band 132: Matthias Nегendanck

Neue Sensorik und Aktorik für Bearbeitungsköpfe zum Laserstrahlschweißen
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab.
2002. ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis

Integrierte Fertigung - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, Trennen und Laserstrahlschweißen in einem Werkzeug sowie ihre tele- und multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab.
2002. ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner

Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab.
2002. ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier

Strategien für einen produktorientierten Einsatz räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab.
2002. ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich

Kostensimulation - Simulationsbasierte Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer Produktionssysteme
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab.
2002. ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny

Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab.
2002. ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha

Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab.
2003. ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth

Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und Verbindungstechnik für mechatronische Baugruppen
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab.
2003. ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph

Durchgängige simulationsgestützte Planung von Fertigungseinrichtungen der Elektronikproduktion
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab.
2003. ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah

Simulationsbasierte Bestimmung der zu erwartenden Maßhaltigkeit für das Blechbiegen
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab.
2003. ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein

Scherschneiden und Biegen metallischer Kleinstteile - Materialeinfluss und Materialverhalten
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab.
2003. ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff

Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien mit homogener Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.
2003. ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach

Rechnergestützte Anpassung von Laserstrahlschneidbahnen an Bauteilabweichungen
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab.
2004. ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl

System- und Prozesstechnik für das simultane Löten mit Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab.
2004. ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker

Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge - Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab.
2004. ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger

Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab.
2004. ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama

Effizienzsteigerung in der Montage durch marktorientierte Montagestrukturen und erweiterte Mitarbeiterkompetenz
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab.
2004. ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm

Laserstrahljustieren mittels Aktoren - Entwicklung von Konzepten und Methoden für die rechnerunterstützte Modellierung und Optimierung von komplexen Aktorsystemen in der Mikrotechnik
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab.
2004. ISBN 3-87525-206-3.

Band 150: Martino Celeghini
Wirkmedienbasierte Blechumformung: Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss von Werkstoff und Bauteilgeometrie
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab.
2004. ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein
Entwurf hochdynamischer Sensor- und Regelsysteme für die adaptive Laserbearbeitung
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab.
2004. ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer
Entwicklung prozessüberwachender Regelkreise für flexible Formgebungsprozesse
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab.
2005. ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer
Massivumformen metallischer Kleinstteile bei erhöhter Prozesstemperatur
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab.
2005. ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann
Strategien zur nachhaltigen Optimierung von Qualität und Zuverlässigkeit in der Fertigung hochintegrierter Flachbaugruppen
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab.
2005. ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab.
2005. ISBN 3-87525-218-7.

Band 156: Frank Niebling
Qualifizierung einer Prozesskette zum Laserstrahlsintern metallischer Bauteile
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab.
2005. ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trockenschmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Triologie, zum Umformverhalten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab.
2005. ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto
Solution Approaches for Planning of Assembly Systems in Three-Dimensional Virtual Environments
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab.
2005. ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger
Hochleistungssysteme für die Fertigung elektronischer Baugruppen auf der Basis flexibler Schaltungsträger
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab.
2005. ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz
Laserunterstütztes Biegen höchstfester Mehrphasenstähle
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab.
2005. ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-Umformen von Blechen
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab.
2005. ISBN 3-87525-224-1.

Band 162: Peter K. Kraus
Plattformstrategien - Realisierung einer varianz- und kostenoptimierten Wertschöpfung
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab.
2005. ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessanalyse und -modellierung
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab.
2005. ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung von Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.
2005. ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimierung von Vorschubachsen
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab.
2005. ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark
Auslegung und Fertigung hochpräziser Faser-Kollimator-Arrays
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab.
2005. ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou
Kollaboratives Engineering Management in der integrierten virtuellen Entwicklung der Anlagen für die Elektronikproduktion
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab.
2005. ISBN 3-87525-232-2.

Band 168: Werner Enser
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab.
2005. ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab.
2005. ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab.
2006. ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtel
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab.
2006. ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab.
2006. ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab.
2006. ISBN 3-87525-240-3.

Band 174: Alexander Hofmann
Hybrides Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab.
2006. ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick

Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für blei-freie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.

ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi

Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods

LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp

Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel

Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl

Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse
LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo

Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schalungsträger (3D-MID)
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang

Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion
FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß

Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere
LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker

Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten
FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer

Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse
LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht

Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge
LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß

Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischer Baugruppen
FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch

Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplattinen
LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber

Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick

Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahl-schweißen von Kunststoffen
LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht

Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirkmedienbasierte Doppelblech-Umformung von Magnesiumlegierungen
LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl

Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung
LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi

Innenhochdruck-Umformen verstärkter Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff

Untersuchung der Prozesseinflussgrößen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5
LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez

Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von Lötprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze

Automatisierte Montage von makromechatronischen Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetze
FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter

Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und zur Modellierung von Fließortkurven bei erhöhten Temperaturen
LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl

Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen

FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008.

ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth

Grundlegende Untersuchungen zum Excimerlaserstrahl-Abtragen unter Flüssigkeitsfilmen

LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera

Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreißschweißen metallischer Werkstoffe

LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler

Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen

LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl

Untersuchungen zur Erhöhung der Prozessrobustheit bei der Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten Laserstrahlfügeoperationen

LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller

Modellierung eines nachfrageorientierten Produktionskonzeptes für mobile Telekommunikationsgeräte

FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf

Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion

FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.

ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich

Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessmissionen beim Laserstrahl-tiefschweißen

LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf

Entwicklung eines agentenbasierten Steuerungssystems zur Materialflussorganisation im wandelbaren Produktionsumfeld

FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009. ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster

Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile

LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfel

Rührreißschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen

LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt

Seriennahe Auslegung von Aluminium Tailored Heat Treated Blanks

LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann

Qualitative und quantitative Bewertung der Crashtauglichkeit von höchstfesten Stählen

LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl

Größeneffekte bei Biegeprozessen-Entwicklung einer Methodik zur Identifikation und Quantifizierung

LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud

Effiziente Prozesskettenauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter und geschweißter Aluminiumbleche

LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann

Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe

LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel

Grundlegende Untersuchungen zum Kontaktzustand zwischen Werkstück und Werkzeug bei umformtechnischen Prozessen unter tribologischen Gesichtspunkten

LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-307-8.

Band 214: Stefan Geißdörfer

Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation

LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-308-5.

Band 215: Christian Matzner

Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betaung im Automobil

FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüßler

Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen

FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010.

ISBN 978-3-87525-310-8.

Band 217: Massimo Cojutti

Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innenhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren

LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke

Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren

LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-315-3.

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte
FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery
LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch
Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion
FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald
Quasi-isothermes Laserstrahlinsitern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK
LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan
Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern
FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner
Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen
LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber
Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuer
Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften: Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimulation und funktionale Untersuchung
LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak
Material Adapted Design of Cold Forging Tools Exemplified by Powder Metallurgical Tool Steels and Ceramics
LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz
Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen
LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm
Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartlötens mittels optischer Sensorik
LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kaupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegebarkeit
LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß
Modellbasierte Prozessauslegung für die Kaltmassivumformung unter Berücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung
LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth
Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler
Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie
FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert
Automatisiertes Laserstrahlhüten und -reparaturhüten elektronischer Baugruppen
LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr
Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler
Prozessdynamik beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß
LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen
LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade
In-vivo Monitoring of Epithelium Vessel and Capillary Density for the Application of Detection of Clinical Shock and Early Signs of Cancer Development
LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens
LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab.
2013. ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen technischen Diagnose
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab.
2013. ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen auf die Verarbeitungsgrenzen von Stahlwerkstoffen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab.
2013. ISBN 978-3-87525-357-3.

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktesgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-358-0.

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht
Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösel
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-363-4.

Band 249: Paul Hippchen
Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 250: Martin Zubeil
Versagensprognose bei der Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühn
Flexible Automatisierung der Statormontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht
Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch
Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder.
2014. ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-375-7.

Band 259: Felix Lütteke
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab.
2014. ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock
Analyse und Regelung des Laserstrahltiefschweißprozesses durch Detektion der Metalldampffackelposition
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-384-9.

Band 264: Matthias Domke

Transiente physikalische Mechanismen bei der Laserablation von dünnen Metallschichten
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz

Community-basierte Optimierung des Anlagenengineerings
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen

Qualifizierung des Potentials von Verfestigungseffekten zur Erweiterung des Umformvermögens aus-härtbarer Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert

Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus

Erstellung eines Werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec

Untersuchungen zur Herstellung von funktionsoptimierten Bauteilen im partiellen Presshärteprozess mittels lokal unterschiedlich temperierter Werkzeuge
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader

Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela

Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung und Fehlerdetektion an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland

Entwicklung einer Methode zur Prognose adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen für das direkte Presshärten
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm

Strukturierte additive Metallisierung durch kaltaktives Atmosphärendruckplasma
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-396-2.

Band 274: Michael Lechner

Herstellung beanspruchungsangepasster Aluminiumblechhalbzeuge durch eine maßgeschneiderte Variation der Abkühlgeschwindigkeit nach Lösungsglühen
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas

Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim Kaltfließpressen
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum

Laser Consolidation of ITO Nanoparticles for the Generation of Thin Conductive Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider

Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof

Sematische Modellierung automatisierter Produktionssysteme zur Verbesserung der IT-Integration zwischen Anlagen-Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller

Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler

Einsatz technologischer Versuche zur Erweiterung der Versagensvorhersage bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Bönig

Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl

Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexiblen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold

Mikroschockwellenumformung mittels ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger

Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl

Methods-Energy Measurement - Eine Methode zur Energieplanung für Fügeverfahren im Karosseriebau

FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016.

ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow

Erweiterung des Unternehmenscontrollings um die Dimension Energie

FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016.

ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch

Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung zyklisch-symmetrischer Bauteile mit Nebenformelementen durch Blechmassivumformung

LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab.

2016. ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann

Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung - Bereitstellung von tribologischen Modellversuchen und Realisierung von Tailored Surfaces

LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-412-9.

Band 289: Thomas Senner

Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden

LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein

Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion

FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016.

ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos

Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie

LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab.

2016. ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrmanidis

Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel

Flexible Systems for Permanent Magnet Assembly and Magnetic Rotor Measurement / Flexible Systeme zur Montage von Permanentmagneten und zur Messung magnetischer Rotoren

FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-419-8.

Band 294: Ioannis Tsoupis

Schädigungs- und Versagensverhalten hochfester Leichtbawerkstoffe unter Biegebeanspruchung LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering

Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverhalten von Silizium als Werkzeugwerkstoff für das Mikroschneidern metallischer Folien

LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck

Zeitliche Pulsformung in der Lasermikromaterialbearbeitung - Grundlegende Untersuchungen und Anwendungen

LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto

Mechatronic Simulation Approach for the Process Planning of Energy-Efficient Handling Systems

FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel

Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe

FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20

Tab. 2017.

ISBN 978-3-87525-425-9.

Band 299: Mario Lušić

Ein Vorgehensmodell zur Erstellung montageführender Werkerinformationssysteme simultan zum Produktentstehungsprozess

FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017.

ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus

Hochpräzise adaptive Steuerung und Regelung robotergeführter Prozesse

FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer

Erzeugung von thermoplastischen Werkstoffverbunden mittels simultanem, intensitätsselektivem Laserstrahlschmelzen

LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger

Untersuchung einer thermisch unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der härtesten Aluminiumlegierung EN AW-7020

LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin

Design of Manufacturing Processes for the Cold Bulk Forming of Small Metal Components from Metal Strip

LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-430-3.

Band 304: Bassim Bachy

Experimental Investigation, Modeling, Simulation and Optimization of Molded Interconnect Devices (MID) Based on Laser Direct Structuring (LDS) / Experimentelle Untersuchung, Modellierung, Simulation und Optimierung von Molded Interconnect Devices (MID) basierend auf Laser Direktstrukturierung (LDS)

FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017.

ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr

Automatisierte Kontaktierungsverfahren für flachleiterbasierte Pkw-Bordnetzsysteme

FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab.

2017. ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner
Charakterisierung und Modellierung des Spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ31B für die numerische Prozessauslegung LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar
A reliable methodology to deduce thermo-mechanical flow behaviour of hot stamping steels LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler
Steuerung von Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinverfahren LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vivapc
Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer
Arbeitsraumüberwachung und autonome Bahnplanung für ein sicheres und flexibles Roboter-Assistenzsystem in der Fertigung FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer
Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner
Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja
Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab. 2018. ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub
Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel
Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand
Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad
Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserie-rohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel
Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann
Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann
Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner
Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller
Mapping Individual Subjective Values to Product Design KTMfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz
Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnibl
Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbau-strukturteile LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner

Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher

FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm

Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge

LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer

Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip

LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp

Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transients optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung

LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz

Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten

FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner

Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung

FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger

Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion

KTMfK, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab. 2019.

ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn

Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)

FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab. 2019.

ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann

Modellbasierte Zustands- und Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer Systeme

FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab. 2019.

ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski

Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung

LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab. 2019.

ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier

Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion

FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab. 2020.

ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr

Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen

LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab. 2020.

ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener

Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern

LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng

Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißschweißprozesses

FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-293-2.

Band 341: Patrik Schwingenschlögl

Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten

LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti

Evaluation of failure behaviour of sheet metals

LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner

Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess

LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner

Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen

FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter

Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente

FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser

Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation

FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab. 2020.

ISBN 978-3-96147-316-8.

Band 347: Philipp Amend

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen
LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder.
2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert

Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung
KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander

Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten
KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz

Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen
LFT, x u. 170 Seiten, 103 Bilder, 4 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona

Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometrie-Modelle
KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann

Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014
LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner

Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung
KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläsel

Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobilen Traktionsantriebe
FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel

Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern
KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle

Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation
FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf

Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen
FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandiyari

Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production
FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-382-3.

Band 359: Christian Sand

Prozessübergreifende Analyse komplexer Montageprozessketten mittels Data Mining
FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merk

Closed-Loop Control of a Storage-Supported Hybrid Compensation System for Improving the Power Quality in Medium Voltage Networks
FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger

Additive Fertigung polymerer optischer Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren
FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian Fechter

Modellierung von Vorentwürfen in der virtuellen Realität mit natürlicher Fingerinteraktion
KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer

Oberflächenmodifizierung und Entwicklung einer Auswertemethodik zur Verschleißcharakterisierung im Presshärteprozess
LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäfer

Web- und wissensbasierter Engineering-Konfigurator für roboterzentrierte Automatisierungslösungen
FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross

Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung
REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker

Qualifizierung laser-additiv gefertigter Komponenten für den Einsatz im Werkzeugbau der Massivumformung
LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied

Totally Integrated Ecology Management for Resource Efficient and Eco-Friendly Production
FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein

Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine Analysestrategie zur Bestimmung des Reibungs-, Axialschub- und Temperaturverhaltens von Nadelkränzen – KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder, 39 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf

Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl

Hochfrequent fokusabstandsmodulierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen

Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian

Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 373: Johannes Strauß

Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder. 2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

Band 374: Martin Hohmann

Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß

Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel

Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen

Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-463-9.

Band 378: Michael Schneider

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-465-3.

Band 379: Tobias Sprügel

Sphärische Detektorflächen als Unterstützung der Produktentwicklung zur Datenanalyse im Rahmen des Digital Engineering KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-475-2.

Band 380: Tom Häfner

Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-479-0.

Band 381: Björn Heling

Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungs-behaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-487-5.

Band 382: Tobias Kolb

Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-491-2.

Band 383: Mario Meinhardt

Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-473-8.

Band 384: Felix Bauer

Ein Beitrag zur digitalen Auslegung von Fügeprozessen im Karosseriebau mit Fokus auf das Remote-Laserstrahlschweißen unter Einsatz flexibler Spanntechnik LFT, xi u. 185 Seiten, 74 Bilder, 12 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-498-1.

Band 385: Jochen Zeitler

Konzeption eines rechnergestützten Konstruktionssystems für optomechatronische Baugruppen FAPS, xix u. 172 Seiten, 88 Bilder, 11 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-499-8.

Band 386: Vincent Mann

Einfluss von Strahloszillation auf das Laserstrahlschweißen hochfester Stähle LPT, xiii u. 172 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2022. ISBN 978-3-96147-503-2.

Band 387: Chen Chen

Skin-equivalent opto-/elastofluidic in-vitro microphysiological vascular models for translational studies of optical biopsies

LPT, xx u. 126 Seiten, 60 Bilder, 10 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-505-6.

Band 388: Stefan Stein

Laser drop on demand joining as bonding method for electronics assembly and packaging with high thermal requirements

LPT, x u. 112 Seiten, 54 Bilder, 10 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-507-0

Band 389: Nikolaus Urban

Untersuchung des Laserstrahlschmelzens von Neodym-Eisen-Bor zur additiven Herstellung von Permanentmagneten

FAPS, x u. 174 Seiten, 88 Bilder, 18 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-501-8.

Band 390: Yiting Wu

Großflächige Topographiemessungen mit einem Weißlichtinterferenzmikroskop und einem metrologischen Rasterkraftmikroskop FMT, xii u. 142 Seiten, 68 Bilder, 11 Tab. 2022.

ISBN: 978-3-96147-513-1.

Band 391: Thomas Papke

Untersuchungen zur Umformbarkeit hybrider Bauteile aus Blechgrundkörper und additiv gefertigter Struktur

LFT, xii u. 194 Seiten, 71 Bilder, 16 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-515-5.

Band 392: Bastian Zimmermann

Einfluss des Vormaterials auf die mehrstufige Kaltumformung vom Draht

LFT, xi u. 182 Seiten, 36 Bilder, 6 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-519-3.

Band 393: Harald Völkl

Ein simulationsbasierter Ansatz zur Auslegung additiv gefertigter FLM-Faserverbundstrukturen KTmfk, xx u. 204 Seiten, 95 Bilder, 22 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-523-0.

Band 394: Robert Schulte

Auslegung und Anwendung prozessangepasster Halbzeuge für Verfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 163 Seiten, 93 Bilder, 5 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-525-4.

Band 395: Philipp Frey

Umformtechnische Strukturierung metallischer Einleger im Folgeverbund für mediendichte Kunststoff-Metall-Hybridbauteile

LFT, ix u. 180 Seiten, 83 Bilder, 7 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-534-6.

Band 396: Thomas Johann Luft

Komplexitätsmanagement in der Produktentwicklung - Holistische Modellierung, Analyse, Visualisierung und Bewertung komplexer Systeme

KTmfk, xiii u. 510 Seiten, 166 Bilder, 16 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-540-7.

Band 397: Li Wang

Evaluiierung der Einsetzbarkeit des lasergestützten Verfahrens zur selektiven Metallisierung für die Verbesserung passiver Intermodulation in Hochfrequenzanwendungen

FAPS, xxii u. 151 Seiten, 72 Bilder, 22 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-542-1.

Band 398: Sebastian Reitelshöfer

Der Aerosol-Jet-Druck Dielektrischer Elastomere als additives Fertigungsverfahren für elastische mechatronische Komponenten

FAPS, xxv u. 206 Seiten, 87 Bilder, 13 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-547-6.

Band 399: Alexander Meyer

Selektive Magnetmontage zur Verringerung des Rastmomentes permanenterregter Synchronmotoren FAPS, xv u. 164 Seiten, 90 Bilder, 18 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-555-1.

Band 400: Rong Zhao

Design verschleißreduzierender amorpher Kohlenstoffschichtsysteme für trockene tribologische Gleitkontakte

KTmfk, x u. 148 Seiten, 69 Bilder, 14 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-557-5.

Band 401: Christian P. J. Schwarzer

Kupfersintern als Fügetechnologie für Leistungselektronik

FAPS, xxvii u. 234 Seiten, 125 Bilder, 24 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-566-7.

Band 402: Alexander Horn

Grundlegende Untersuchungen zur Gradierung der mechanischen Eigenschaften pressgehärteter Bauteile durch eine örtlich begrenzte Aufkohlung

LFT, xii u. 204 Seiten, 58 Bilder, 6 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-568-1.

Band 403: Artur Klos

Werkstoff- und umformtechnische Bewertung von hochfesten Aluminiumblechwerkstoffen für den Karosseriebau

LFT, x u. 192 Seiten, 73 Bilder, 12 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-572-8.

Band 404: Harald Schmid

Ganzheitliche Erarbeitung eines Prozessverständnisses von Tiefziehprozessen mit Ziehsticks auf Basis mechanischer und tribologischer Analysen

LFT, xiii u. 211 Seiten, 78 Bilder, 5 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-577-3.

Band 405: Johannes Henneberg

Blechmassivumformung von Funktionsbauteilen aus Bandmaterial LFT, viii u. 176 Seiten, 101 Bilder, 2 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-579-7.

Band 406: Anton Schmailzl

Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen LPT, xiii u. 157 Seiten, 84 Bilder, 7 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-583-4.

Band 407: Alexander Wolf
Modellierung und Vorhersage menschlichen Interaktionsverhaltens zur Analyse der Mensch-Produkt Interaktion
KTmfk, x u. 207 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-585-8.

Band 408: Tim Weikert
Modifikationen amorpher Kohlenstoffschichten zur Anpassung der Reibungsbedingungen und zur Erhöhung des Verschleißschutzes
KTmfk, xvii u. 258 Seiten, 91 Bilder, 9 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-589-6.

Band 409: Stefan Götz
Frühzeitiges konstruktionsbegleitendes Toleranzmanagement
KTmfk, ix u. 276 Seiten, 127 Bilder, 13 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-593-3.

Band 410: Markus Hubert
Einsatzpotenziale der Rotationsschneidtechnologie in der Verarbeitung von metallischen Funktionsfolien für mechatronische Produkte
FAPS, xviii u. 139 Seiten, 86 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-603-9.

Band 411: Manfred Vogel
Grundlagenuntersuchungen und Erarbeitung einer Methodik zur Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge auf Basis eines neuartigen flexiblen Walzprozesses
LFT, ix u. 176 Seiten, 61 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-605-3.

Band 412: Michael Weigelt
Multidimensionale Optionenanalyse alternativer Antriebskonzepte für die individuelle Langstreckenmobilität
FAPS, xv u. 222 Seiten, 89 Bilder, 38 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-607-7.

Band 413: Frank Bodendorf
Machine Learning im Cost Engineering des Supply Managements
FAPS, xiii u. 165 Seiten, 75 Bilder, 13 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-609-1.

Band 414: Maximilian Metzler
Planung und Simulation taktiler, intelligenter und kollaborativer Roboterfähigkeiten in der Montage
FAPS, xix u. 174 Seiten, 72 Bilder, 3 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-611-4.

Band 415: Tina Buker
Ein Ansatz zur Reduktion produktinduzierter Nutzerstigmatisierung durch Förderung einer gleichermaßen gebrauchstauglichen wie emotionalen Produktgestalt
KTmfk, x u. 236 Seiten, 54 Bilder, 44 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-613-8.

Band 416: Marlene Kuhn
Model-based Traceability System Development for Complex Manufacturing Applying Blockchain and Graphs
FAPS, xv u. 167 Seiten, 63 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-615-2.

Band 417: Benjamin Lengenfelder
Remote photoacoustic sensing using speckle-analysis for biomedical imaging
LPT, xv u. 124 Seiten, 86 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-617-6.

Band 418: Benjamin Pohrer
Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden
KTmfk, xv u. 258 Seiten, 103 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-621-3.

Band 419: Matthias Friedlein
Zuverlässigkeitsmethoden zur Beschleunigung von Qualifizierungsuntersuchungen für Steckkontakte
FAPS, xxv u. 162 Seiten, 98 Bilder, 7 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-625-1.

Band 420: Thomas Stoll
Laser Powder Bed Fusion von Kupfer auf Aluminiumoxid-Keramiken
FAPS, xxvii u. 236 Seiten, 103 Bilder, 11 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-631-2.

Band 421: Eric Eschner
Relation of Particle Motion and Process Zone Formation as a Basis for Sensing Approaches within PBF-LB/M
LPT, xiv u. 143 Seiten, 87 Bilder, 0 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-633-6.

Band 422: Fanuel Mehari
Laser-induced Breakdown Spectroscopy (LIBS) as a diagnostics tool for biological tissue analysis.
LPT, xv u. 145 Seiten, 68 Bilder, 12 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-641-1.

Band 423: Uwe Leicht
Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen
LFT, xi u. 165 Seiten, 65 Bilder, 6 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-643-5.

Band 424: Thomas Braun
Potenzialanalyse der plasmabasierten, strukturierten Metallisierung thermoaktiver Oberflächen im industriellen Hausbau
FAPS, xvii u. 152 Seiten, 72 Bilder, 11 Tab. 2023.
ISBN 978-3-96147-653-4.

Band 425: Reinhardt Seidel
Modellbasierte Optimierung des Selektivwellenlötprozesses
FAPS, xxii u. 167 Seiten, 73 Bilder, 23 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147-651-0.

Band 426: Matthias Lenzen
Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformprozessen
LFT, xi u. 187 Seiten, 77 Bilder, 13 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147-663-3

Abstract

In many industries, there is a trend towards lightweight design to reduce the overall weight of the product. The challenge in this context is the reduced formability of these innovative materials with lightweight design potential. Especially the material behavior at plane strain is of crucial importance, since the lowest formability is present here. The primary objective is therefore the fundamental investigation of the material behavior at plane strain and the influence on the mapping accuracy of the modeled yield locus in the context of plane strain.

For this purpose, new testing and evaluation methods are being developed. The resulting material parameters will subsequently be used for an improved modeling. The approach will be validated by means of error indicators based on a sample process. The aim is to achieve an efficient material characterization and identification of the essential model parameters in order to improve the simulation quality. With the knowledge gained, it is possible to reduce the number of tests required and thus the financial and time expenditure to the necessary minimum, while at the same time making the process design more efficient.

In zahlreichen Industriezweigen besteht ein Trend zur Reduktion des Gesamtgewichts des Erzeugnisses durch Leichtbauweise. Herausforderung in diesem Kontext ist das geringere Formänderungsvermögen dieser innovativen Materialien mit Leichtbaupotential. Gerade das Werkstoffverhalten bei ebener Dehnung ist von entscheidender Bedeutung, da hier das geringste Formänderungsvermögen vorliegt. Das primäre Ziel liegt daher in der grundlagenorientierten Untersuchung des Werkstoffverhaltens bei ebener Dehnung sowie des Einflusses auf die Abbildungsgenauigkeit des initial modellierten Fließorts im Kontext der ebenen Dehnung. Dafür werden neue Prüf- und Auswertemethoden erarbeitet. Die so ermittelten Kennwerte werden anschließend für eine verbesserte Modellierung herangezogen. Validiert wird der Ansatz über Fehlerindikatoren anhand eines Beispielprozesses. Ziel ist eine effiziente Werkstoffcharakterisierung und Identifikation der wesentlichen Modellparameter, um die Simulationsgüte zu steigern. Mit den gewonnenen Erkenntnissen ist es möglich, die Anzahl der notwendigen Tests und damit verbunden den finanziellen und zeitlichen Aufwand auf das notwendige Minimum zu reduzieren und gleichzeitig die Prozessauslegung effizienter zu gestalten.

