

FAU Studien aus dem Maschinenbau 430

**Fabian Knieps**

Finite Elemente Simulation  
dünnster Verpackungsstähle:  
Entwicklung einer geeigneten  
Charakterisierungs- und  
Validierungsstrategie



Fabian Knieps

Finite Elemente Simulation dünnster Verpackungsstähle:  
Entwicklung einer geeigneten Charakterisierungs- und  
Validierungsstrategie

# **FAU Studien aus dem Maschinenbau**

## **Band 430**

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

Fabian Knieps

# **Finite Elemente Simulation dünnster Verpackungsstähle: Entwicklung einer geeigneten Charakterisierungs- und Validierungsstrategie**

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

Kontakt: Fabian Knieps, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (<mailto:fabian.knieps@fau.de>, <https://orcid.org/0000-0001-6625-5039>)

Bitte zitieren als

Knieps, Fabian. 2023. *Finite Elemente Simulation dünnster Verpackungsstähle: Entwicklung einer geeigneten Charakterisierungs- und Validierungsstrategie*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 430. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-690-9.

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: 978-3-96147-689-3 (Druckausgabe)  
eISBN: 978-3-96147-690-9 (Online-Ausgabe)  
ISSN: 2625-9974  
DOI: 10.25593/978-3-96147-690-9

**Finite Elemente Simulation dünnster Verpackungsstähle:  
Entwicklung einer geeigneten Charakterisierungs- und  
Validierungsstrategie**

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

zur  
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Fabian Knieps, M.Sc.

aus Bad Neuenahr-Ahrweiler

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

Tag der mündlichen  
Prüfung: 26.04.2023

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Marion Merklein  
Prof. Dr.-Ing. Alexander Brosius, TU Dresden

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in Kooperation zwischen dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU) und der thyssenkrupp Rasselstein GmbH. Auf diesem Wege möchte ich mich daher bei allen bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein besonderer Dank gilt Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein, Ordinaria des Lehrstuhls für Fertigungstechnologie, für die wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit. Insbesondere aber auch für das entgegengebrachte Vertrauen zur selbständigen Bearbeitung des Forschungsfeldes. Mein Dank gilt ebenfalls Prof. Dr.-Ing. Alexander Brosius für die Übernahme des Koreferats.

Des Weiteren gilt mein Dank den Lehrstuhlkollegen Martin Kraus und Dr.-Ing. Matthias Lenzen für die fachliche und organisatorische Unterstützung. Meinen Arbeitskollegen Benjamin Liebscher und Ioana Weinand gilt mein besonderer Dank für die Zusammenarbeit in den letzten Jahren, aber auch allen anderen Mitarbeitenden der Forschung & Entwicklung bei thyssenkrupp in Andernach. Die stetigen fachlichen Diskussionen, Ideen und Inspirationen haben maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Zudem möchte ich mich bei Dr.-Ing. Manuel Köhl für die Möglichkeit zur Bearbeitung des Themas im Rahmen meiner Anstellung bei thyssenkrupp Rasselstein bedanken. Insbesondere aber vor allem für das stete Vertrauen in meine Arbeit und den geschaffenen Freiraum zur selbständigen Bearbeitung. An dieser Stelle auch für den beruflichen, vor allem aber auch privaten Rückhalt in der Zeit nach der Flutkatastrophe im Sommer 2021. Ich freue mich auf unsere weitere Zusammenarbeit.

Ein besonderer Dank gilt meinen Eltern Barbara und Jürgen Knieps, die mir den Weg zur Promotion erst ermöglicht haben. Ihre Unterstützung war stets ein großer Rückhalt.

Zu guter Letzt gilt mein besonderer Dank meiner zukünftigen Frau Julia Schmitz. Ihr unabdingbarer Rückhalt, das entgegengebrachte Verständnis und die Geduld bewundere ich zutiefst. Die Unterstützung während der Entstehung dieser Arbeit weiß ich daher sehr zu schätzen.

Ahrweiler, im Mai 2023 Fabian Knieps



# Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis . . . . .	ix
Bildverzeichnis . . . . .	xiii
Tabellenverzeichnis . . . . .	xix
<b>1 Einleitung . . . . .</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik . . . . .</b>	<b>3</b>
2.1 Modellierung des plastischen Umformverhaltens . . . . .	3
2.1.1 Isotrope Fließbedingungen . . . . .	3
2.1.2 Anisotrope Fließbedingungen . . . . .	4
2.1.3 Kalibrierung von Fließbedingungen . . . . .	7
2.1.4 Fließkurvenextrapolation . . . . .	8
2.1.5 Texturentwicklung . . . . .	9
2.2 Charakterisierung des Umformverhaltens . . . . .	11
2.2.1 Fließkurvenermittlung . . . . .	11
2.2.2 Aufnahme anisotroper Kennwerte . . . . .	20
2.2.3 Dehnratensensitivität . . . . .	23
2.2.4 Umformvermögen . . . . .	24
2.2.5 Validierung von Materialdaten . . . . .	26
2.3 Verpackungsstahl . . . . .	27
2.3.1 Herstellungsverfahren und Zusammensetzung . . . . .	27
2.3.2 Verhalten im Zugversuch . . . . .	29
2.3.3 Charakterisierung für die FE-Simulation . . . . .	31
2.4 Bewertung des Stands der Technik . . . . .	32
<b>3 Zielsetzung und Methodik . . . . .</b>	<b>35</b>
<b>4 Untersuchte Werkstoffe und verwendete Anlagen . . . . .</b>	<b>37</b>
4.1 Werkstoffe . . . . .	37
4.2 Variation von Zugversuchsparametern . . . . .	39
4.2.1 Probengeometrie . . . . .	40
4.2.2 Probenherstellungsverfahren . . . . .	42
4.2.3 Prüfgeschwindigkeit . . . . .	43
4.3 Tiefungsversuche . . . . .	44
4.4 Zugversuche im ebenen Verformungszustand . . . . .	45
4.5 Texturuntersuchungen . . . . .	46
4.6 Rotationssymmetrischer Napfzug . . . . .	46

4.7	Validierung . . . . .	48
<b>5</b>	<b>Charakterisierung der Fließ- und Verfestigungseigenschaften</b>	<b>51</b>
5.1	Fließkurve im uniaxialen Zugversuch . . . . .	51
5.1.1	Einfluss der Probengeometrie . . . . .	52
5.1.2	Einfluss der Probenherstellung . . . . .	56
5.1.3	Prüfgeschwindigkeit . . . . .	63
5.1.4	Bestimmung der Fließkurve in der Einschnürzone . . . . .	67
5.2	Fließkurve im biaxialen Streckziehen . . . . .	69
5.3	Fließkurvenextrapolation . . . . .	71
<b>6</b>	<b>Charakterisierung der anisotropen plastischen Werkstoffeigenschaften</b>	<b>75</b>
6.1	Identifikation des anisotropen Umformverhaltens mittels Texturdaten und Zipfelbildung . . . . .	76
6.1.1	Zipfligkeit im Napfzug . . . . .	76
6.1.2	Einfluss des Gesamtwalzgrades auf die Zipfligkeit . . . . .	78
6.1.3	Textur von Verpackungsstählen . . . . .	79
6.1.4	Abbildung der Zipfligkeit aus Texturdaten . . . . .	82
6.2	Bestimmung der r-Werte von Verpackungsstahl . . . . .	84
6.2.1	r-Wert im Zugversuch . . . . .	84
6.2.2	Analytischer Ansatz zur Bestimmung des r-Werts aus dem Napfprofil . . . . .	91
6.2.3	Inverse r-Wert Ermittlung aus dem Napfprofil . . . . .	93
6.2.4	Bewertung der vorgestellten r-Wert Bestimmungsv erfahren . . . . .	100
6.3	Charakterisierung des Fließverhaltens im Bereich ebener und biaxialer Dehnung . . . . .	103
6.3.1	Bestimmung biaxialer Anisotropie aus dem Tiefungsversuch . . . . .	104
6.3.2	Streckziehen . . . . .	105
6.3.3	Ebener Verformungszustand . . . . .	107
6.4	Vergleich verschiedener Modellierungsansätze . . . . .	114
<b>7</b>	<b>Validierung</b> . . . . .	<b>119</b>
7.1	Materialkarten für die Simulation in LS-DYNA . . . . .	119
7.2	Verformungspfade in Verpackungsstahlanwendungen . . . . .	120
7.2.1	Aerosolkomponenten . . . . .	122
7.2.2	Tiefziehenanwendungen . . . . .	125
7.2.3	Standard Dosendeckel . . . . .	126

7.3	Abgeleitete Validierungsexperimente . . . . .	127
7.3.1	Limited Dome Height Experimente . . . . .	128
7.3.2	Rotationssymmetrischer Napfzug . . . . .	135
7.3.3	Vier-Radien Napf . . . . .	140
7.3.4	Vergleich der Validierung . . . . .	144
7.4	Validierung am realen Bauteil . . . . .	149
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick . . . . .</b>	<b>153</b>
<b>9</b>	<b>Summary and Outlook . . . . .</b>	<b>157</b>
<b>10</b>	<b>Anhang . . . . .</b>	<b>159</b>
10.1	Materialkarten . . . . .	159
10.2	Inverse Auswertung . . . . .	162
10.3	Verformungspfade . . . . .	164
10.4	Texturmodell Inagaki . . . . .	170
10.5	Temperaturmessung Hochgeschwindigkeitsversuche . . . . .	172
10.6	Validierung . . . . .	173
	<b>Literaturverzeichnis . . . . .</b>	<b>177</b>



## Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
AHSS		Advanced High Strength Steels
$b$	–	Gleitebenenrichtung
BA		Batch Annealing
CA		Continuous Annealing
$d$	–	Ziehverhältnis
DIC		Digital Image Correlation
DMS		Dehnungsmessstreifen
DG		Dressiergrad
DR		Double Reduced
DP		Dualphasenstahl
DWI		Draw and Wall Ironing
$E$	$N/mm^2$	Elastizitätsmodul
EOE		Easy Open End
$F$	$N/mm^2$	Potential im Spannungsraum
$F_{BH}$	$N$	Niederhaltekraft
FLC		Forming Limit Curve
FLD		Forming Limit Diagram
$F_t$	$N$	gemessene Kraft
$\Delta F_R$	$N$	Differenz Reibungskraft
$\Delta F_{R,B}$	$N$	Seilreibungskraft
$H_\Theta$	$mm$	Napfhöhe in Abhängigkeit des Umfangswinkel
$I$	$N/mm^2$	Invarianten des Spannungstensors
IHU		Innenhochdruckumformung
$k_f$	$N/mm^2$	Fließspannung
LDH		Limited Dome Height
$m$	–	Dehnratensensitivität
MPP		Massively Parallel Processing
$n$	–	Gleitebenennormale

<b>Symbol</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$p$	<i>bar</i>	Druck
$R$	–	Einheitsvektor Radiale Richtung
$R_a$	$\mu m$	Mittenrauwert
$R_b$	<i>mm</i>	Ausgangsradius der Napfronde
$R_M$	$R_M$	Zugfestigkeit
$r$	–	plastischer Anisotropie Kennwert
$r_d$	<i>mm</i>	Stempelradius in der Napfwand
$r_p$	<i>mm</i>	Bodenradius des Napfes
$S$	–	Schmid Faktor
$s$	$N/mm^2$	Spannungsdeviator
SRSM		Sequential Response Surface Method
SR		Single Reduced
$T$	–	Einheitsvektor Umfangsrichtung
$t$	<i>mm</i>	Blechdicke
$t_0$	$N$	Ausgangsblechdicke
TEM		thysenkrupp Extrapolation Method
TWIP		Twinning Induced Plasticity
$W_h$	<i>mm</i>	homogene Breite im ebenen Zugversuch
$W_t$	<i>mm</i>	Gesamtbreite im ebenen Zugversuch
$w$	–	Umschlingungswinkel
$Y$	–	Verhältnis zwischen biaxialer und uniaxialer Spannung
ZVAG		Fließkurve aus dem Zugversuch bis zur Gleichmaßdehnung
$\beta$	–	Formänderungsgeschwindigkeit: Verhältnis zwischen Haupt- und Nebenrichtung
$\varepsilon$	–	Dehnungstensor
$\dot{\varepsilon}$	$s^{-1}$	Formänderungsinkrement
$\rho_1$	<i>mm</i>	Krümmungsradius
$\sigma$	$N/mm^2$	Spannungstensor
$\sigma_m$	$N/mm^2$	hydrostatischer Spannungsanteil
$\tau$	$N/mm^2$	Schubspannung

<b>Symbol</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$\nu$	–	Querkontraktionszahl



# Bildverzeichnis

1	Fließort im 3D Spannungsraum. Im Vergleich isotrope Fließbedingungen nach von Mises und Tresca . . . . .	4
2	Bereiche von Vergleichsformänderung im Vergleich zur experimentellen Fließkurvenaufnahme . . . . .	9
3	Kennwerte in der Zugversuchsaufnahme. Vergleich zwischen stetigen und unstetigen Kurven und den jeweils relevanten Kennwerten . . . . .	12
4	Aufbau des Bulgetests gemäß Norm ISO16808 [45] . . . . .	15
5	Bestimmungsbereich der Krümmungsradien im Bulgetest nach Norm ISO16808 [45] . . . . .	16
6	Schichtstauchversuch: Aufbau und Spannungszustand . . . . .	18
7	Torsionsversuch: Aufbau und Spannungszustand . . . . .	19
8	Mechanische Kennwerte aus Zugversuch und Tiefungsversuch im Fließort des ebenen Spannungsraums . . . . .	21
9	Zipfligkeit im Napfzug: Ursache bezogen auf den Formänderungszustand . . . . .	22
10	Grenzformänderungsdiagramm . . . . .	25
11	Aufnahme von Grenzformänderungskurven nach Nakajima gemäß DIN EN ISO 12004-2 [92] . . . . .	26
12	Herstellungsrouten für verzinn- oder verchromten Verpackungsstahl, ausgehend vom Warmband [111] . . . . .	28
13	Formänderungsverlauf im Zugversuch und die jeweils resultierende Gesamtdehnung über die Probenmesslänge . . . . .	30
14	Vorgehensweise . . . . .	35
15	Untersuchte Zugversuchsprobengeometrien zur Bewertung des Einflusses auf die erreichte Dehnung und Festigkeit im Zugversuch . . . . .	41
16	Erichsen Universalprüfmaschine mit optischen Dehnungsmesssystem ARAMIS, GOM . . . . .	44
17	Aufbau des elliptischen Tiefungsversuchs zur Aufnahme der Fließkurve im ebenen Formänderungszustand . . . . .	45
18	Probenmaße für Zugversuche im Formänderungszustand der ebenen Dehnung . . . . .	45
19	Aufbau des Napfzug Werkzeugs inklusive Schnitttring . . . . .	47
20	Einfluss der Probengeometrie auf die Spannungs-Dehnungskurve unterschiedlicher Verpackungsstähle: Steigerung der erreichten Bruchdehnung mit abnehmender Probengröße . . . . .	52

21	Vergleichsformänderung unmittelbar vor dem Riss der Probe. Für die Werkstoffe TH415 und TH620 jeweils in Längs-, Diagonal- und Querrichtung. Für den Werkstoff TS245 nur in Längsrichtung . . . . .	53
22	Auswirkung der Probengeometrie auf die erreichte Dehnung im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe . . . . .	54
23	Auswirkung der Probengeometrie auf die erreichte Festigkeit im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe . . . . .	56
24	Auswirkung der Probenpräparationsmethode auf die erreichte Dehnung im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe . . . . .	57
25	Auswirkung der Probenpräparationsmethode auf die erreichte Festigkeit im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe . . . . .	58
26	Bruchdehnung in Abhängigkeit unterschiedlicher Einstellungen in der Probenherstellung . . . . .	59
27	Festigkeit in Abhängigkeit unterschiedlicher Einstellungen in der Probenherstellung . . . . .	60
28	Rauigkeit der Probenkanten gemessen im Stapel mehrerer Proben nach dem Fräsen . . . . .	61
29	Lichtmikroskopische Aufnahmen der Stapelseite nach der Probenpräparation . . . . .	61
30	Gemessene Mikrohärtte zweier unterschiedlicher Fräseinstellungsvariationen . . . . .	62
31	Einfluss der Dehnrate auf die Spannungs-Dehnungskurve unterschiedlicher Verpackungsstähle: Steigerung der Festigkeit mit steigender Dehnrate für die Werkstoffe TS245 und TH415 . . . . .	63
32	Veränderung der Festigkeit im Zugversuch in Abhängigkeit der Dehnrate . . . . .	64
33	Festigkeiten in Abhängigkeit der Dehnrate im Zugversuch . . . . .	65
34	Bruchdehnung im Zugversuch in Abhängigkeit der Dehnrate für drei untersuchte Verpackungsstähle . . . . .	66
35	Lokale Auswertung der Fließspannung in der Einschnürung für den Werkstoff TS245 . . . . .	67
36	Lokale Auswertung der Fließspannung in der Einschnürung für den Werkstoff TH415 . . . . .	68
37	Transformation der biaxialen Fließkurven aus dem Tiefungsversuch auf die uniaxiale Fließkurve des Zugversuchs . . . . .	70
38	Fließkurvenextrapolation auf Grundlage des Zugversuchs (A20-Probe) mit Auswertung im Messbereich . . . . .	71
39	Fließkurvenextrapolation durch Nutzung lokaler Zugversuchsdaten im Vergleich zu transformierten Tiefungsversuchsdaten . . . . .	73

40	Kategorien von Zipfelterscheinung im Verpackungsstahl an je zwei Werkstoffbeispielen . . . . .	76
41	Vergleich des durch die Textur berechneten r-Wert Verlaufs zu den um 90° verschobenen normierten Napfhöhen (schwarz) für die Werkstoffe WS1-WS6 aus Tabelle 4. Gestrichelt: Auswertung an der Oberseite. Durchgezogen: Auswertung in der Blechmitte . . . . .	77
42	Entwicklung der Zipflichkeit in Abhängigkeit des Kaltwalzgrades und des Kohlenstoffgehalts . . . . .	78
43	Texturorientierungen im Eulerraum und Schnitte zur vereinfachenden Darstellung . . . . .	79
44	Textur Schnitte für sechs unterschiedliche Verpackungsstähle der drei unterschiedlichen Kategorien von Zipfelterscheinungen	80
45	Hypothese zur Texturentwicklung im Prozess der Feinstblechherstellung . . . . .	81
46	Modellbasierte Abbildung der Zipflichkeit auf Texturgrundlage nach Inagaki [24] . . . . .	83
47	Auswertung von Poisson-Zahl, E-Modul und r-Wert aus dem Zugversuch mittels DIC-Messung. In blau ist der jeweilige Auswertebereich angegeben. . . . .	85
48	Vergleich der r-Wert Messung für den unstetigen Werkstoff TH415 zwischen taktiler und optischer Messung . . . . .	86
49	Alternative Bestimmung der Einschnürung für Werkstoffe, die einen homogenen Formänderungszustands nicht erreichen	88
50	Lokale r-Wert Messung für den Werkstoff TH415 . . . . .	89
51	Lokale r-Wert Messung für den Werkstoff TH620 . . . . .	89
52	Geschwindigkeitseinfluss auf den r-Wert ermittelt im Zugversuch . . . . .	91
53	Analytische Bestimmung des r-Werts aus dem Napfprofil im Vergleich zu Zugversuchsdaten . . . . .	93
54	Residuumbildung über nearest neighbour Algorithmus anhand der Dickenverteilung . . . . .	95
55	Funktionsweise des inversen Modells zur Bestimmung der r-Werte aus dem Napfprofil . . . . .	96
56	Sensitivitätsbetrachtung: Vergleich des Coloumb-Reibzahl zu r-Werten und der Einfluss der Variation auf die kumulierte Dickenabweichung zur Referenz . . . . .	97
57	Auswirkung der Reibung auf die Napfhöhe bei unterschiedlichen Niederhaltekräften . . . . .	98
58	Verlauf der Stempelkraft im Napfzug für zwei unterschiedliche Niederhaltekräfte an vier Werkstoffen aus Tabelle 5 . . . . .	99

59	Alternative Bestimmung der r-Werte im Vergleich zum Zugversuch . . . . .	101
60	Verlauf der biaxialen Anisotropie für drei unterschiedliche Verpackungsstähle . . . . .	104
61	Ergebnisse der Tiefungsversuche: Dehnratengesteuert (blau) und Weggesteuert (schwarz) . . . . .	106
62	Verformte Probe nach Tiefung mit elliptischem Ziehring und stochastischem Muster . . . . .	107
63	Spannungs-Dehnungs Verläufe aus dem elliptischen Tiefungsversuch im ebenen Dehnungszustand jeweils in Quer- (grau) und Längsrichtung (schwarz) zur Walzrichtung . . . . .	108
64	Auswertung des ebenen Zugversuchs für den Werkstoff TS245 nach Flores et al. [59] . . . . .	109
65	Auswertung des ebenen Zugversuchs für den Werkstoff TH415 nach Flores et al. [59] . . . . .	109
66	Vorhersage des Fließortmodells Yld2000-2d im Bezug auf Spannung und r-Werte in 0°, 45°, 90° Orientierung . . . . .	111
67	Fließort des ersten Quadranten für das Fließortmodell Yld2000-2d. Vergleich der Optimierung des Fließexponenten mittels elliptischer Tiefungsversuchsdaten zu Literaturwerten . . . . .	112
68	Fließort des ersten Quadranten: Vergleich dreier unterschiedlicher Modelle für die untersuchten Verpackungsstähle TS245, TH415 und TH620 . . . . .	114
69	Vorhersage des Fließortmodells Yld2004-18p im Bezug auf Spannung und r-Werte in 15° Orientierung . . . . .	116
70	Verformungspfade wichtiger Verpackungsstahlanwendungen . . . . .	122
71	Verformungszustand des Aerosolbodens . . . . .	123
72	Verformungszustand des Aerosoldeckels . . . . .	124
73	Verformungszustand der Dingley-Dose . . . . .	125
74	Verformungszustand des 99er Deckels . . . . .	127
75	Validierungsexperiment LDH mit Stempeldurchmesser 100 mm . . . . .	129
76	Schnitte durch den LDH-Napf für den Werkstoff TS245 . . . . .	130
77	Formänderungsdiagramm des LDH für den Werkstoff TS245 . . . . .	131
78	Schnitte durch den LDH-Napf für den Werkstoff TH415 . . . . .	131
79	Formänderungsdiagramm des LDH für den Werkstoff TH415 . . . . .	132
80	Schnitte durch den LDH-Napf für den Werkstoff TH620 . . . . .	133
81	Formänderungsdiagramm des LDH für den Werkstoff TH620 . . . . .	134
82	Validierungsexperiment eines zylindrischen Napfzugs mit Durchmesser 75 mm . . . . .	135
83	Schnitte durch den rotationssymmetrischen Napf für den Werkstoff TS245 . . . . .	136

84	Formänderungsdiagramm des rotationssymmetrischen Napfes für den Werkstoff TS245 . . . . .	136
85	Schnitte durch den rotationssymmetrischen Napf für den Werkstoff TH415 . . . . .	137
86	Formänderungsdiagramm des rotationssymmetrischen Napfes für den Werkstoff TH415 . . . . .	138
87	Schnitte durch den rotationssymmetrischen Napf für den Werkstoff TH620 . . . . .	138
88	Formänderungsdiagramm des rotationssymmetrischen Napfes für den Werkstoff TH620 . . . . .	139
89	Experiment am Vier-Radien Napf mit unterschiedlichen Radien in Millimetern . . . . .	140
90	Schnitte durch den Vier-Radien Napf für den Werkstoff TS245	141
91	Formänderungsdiagramm des Vier-Radien Napfes für den Werkstoff TS245 . . . . .	142
92	Schnitte durch den Vier-Radien Napf für den Werkstoff TH415	142
93	Formänderungsdiagramm des Vier-Radien Napfes für den Werkstoff TH415 . . . . .	143
94	Schnitte durch den Vier-Radien Napf für den Werkstoff TH620	144
95	Formänderungsdiagramm des Vier-Radien Napfes für den Werkstoff TH620 . . . . .	144
96	Die Präzisionssteigerung durch optimierte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle anhand drei unterschiedlicher Validierungsmodelle und drei Werkstoffe . . . . .	148
97	Schnitt in Längsrichtung durch Aerosolboden nach der Umformung . . . . .	150
98	Formänderungsdiagramm des Aerosolbodens: Vergleich zwischen Simulation und Experiment . . . . .	151
99	54er Aerosolboden. Simulative Abbildung des Umformprozesses und anschließende Stabilitätsprüfung zur Ermittlung des Beuldrucks . . . . .	151
100	Verformungszustand Stufe 1 im Aerosolboden . . . . .	164
101	Verformungszustand Stufe 2 im Aerosolboden . . . . .	164
102	Verformungszustand Stufe 3 im Aerosolboden . . . . .	165
103	Verformungszustand Stufe 4 im Aerosolboden . . . . .	165
104	Verformungszustand Stufe 5 im Aerosolboden . . . . .	165
105	Verformungszustand Stufe 1.1 im Aerosoldeckel . . . . .	166
106	Verformungszustand Stufe 1.2 im Aerosoldeckel . . . . .	166
107	Verformungszustand Stufe 2.1 im Aerosoldeckel . . . . .	166
108	Verformungszustand Stufe 2.2 im Aerosoldeckel . . . . .	167
109	Verformungszustand Stufe 2.3 im Aerosoldeckel . . . . .	167

110	Verformungszustand Stufe 2.4 im Aerosoldeckel . . . . .	167
111	Verformungszustand Stufe 3.1 im Aerosoldeckel . . . . .	168
112	Verformungszustand Stufe 1.2 im Aerosoldeckel . . . . .	168
113	Verformungszustand Stufe 1 Dingleydose . . . . .	168
114	Verformungszustand Stufe 2 Dingleydose . . . . .	169
115	Verformungszustand Stufe 1.1 im 99er Deckel . . . . .	169
116	Verformungszustand Stufe 1.2 im 99er Deckel . . . . .	169
117	Verformungszustand Stufe 1.3 im 99er Deckel . . . . .	170
118	Aufbau der Temperaturmessung zur Messung der Proben- erwärmung während der Hochgeschwindigkeitszugversuche	172
119	Temperaturverlauf während der Prüfung des Werkstoffs TH620 mit Dehnrate 40 1/s im Hochgeschwindigkeitszug- versuch . . . . .	172
120	Sensitivität mechanischer Kennwerte auf das Umformverhal- ten im Versuch LDH . . . . .	173
121	Validierung der Kraft im Validierungsexperiment LDH . . .	174
122	Validierung der Kraft im Validierungsexperiment Napfzug .	175

## Tabellenverzeichnis

1	Isotherme quasistatische Verfestigungsgesetze [13] . . . . .	9
2	Gleitsysteme in kubisch raum- und flächenzentrierten Werkstoffen [19] . . . . .	10
3	Übersicht der untersuchten Werkstoffe zur Erprobung der vorgestellten Charakterisierungssystematik . . . . .	38
4	Übersicht der untersuchten Werkstoffe zur Zipfel und Textur Untersuchung . . . . .	38
5	Übersicht der untersuchten Werkstoffe zur inversen r-Wert Ermittlung . . . . .	39
6	Versuchsmatrix zur Variation unterschiedlicher Parameter der Zugversuche . . . . .	40
7	Versuchsmatrix zur Variation unterschiedlicher Parameter in der Herstellung von Zugstäben durch Fräsen . . . . .	43
8	Übersicht der verwendeten Niederhalterkräfte und errechneten Reibzahlen im Tiefzug zur Parametrisierung des inversen Modells . . . . .	99
9	Vergleich vorgestellter alternativer Ermittlungsverfahren des r-Werts für den Werkstoff TH620 . . . . .	103
10	Werkstoffkennwerte bei einem Umformgrad von 0,05 . . . . .	113
11	Werte des Fließortmodells Yld2000-2d für die untersuchten Werkstoffe TS245, TH415 und TH620 inkl. dem optimierten Fließexponenten . . . . .	114
12	Parameter für das Fließortmodell Yld2004 mit Fließexponenten 8 . . . . .	117
13	Bezeichnung der verwendeten Charakterisierungsmodelle . . . . .	119
14	Gruppen von Verpackungsstahl Umformoperationen. Zumeist treten komplexe Kombinationen der einzelnen Untergruppen auf . . . . .	121
15	Verbesserung der Simulationsergebnisse durch die zuvor eingeführte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle für den Versuch LDH . . . . .	146
16	Verbesserung der Simulationsergebnisse durch die zuvor eingeführte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle für den Versuch Napfzug . . . . .	146
17	Verbesserung der Simulationsergebnisse durch die zuvor eingeführte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle für den Versuch Vier-Radien Napf . . . . .	146



# 1 Einleitung

Mit steigender Nachfrage nach schneller und kostengünstiger Prozess- und vor allem Produktauslegung, wächst zugleich der Bedarf nach computer-gestützter Simulation von Umformprozessen und Stabilitätsprüfung. Die Entwicklung von Finite-Element Berechnungen bietet die Chance, die experimentelle Werkzeugauslegung zu beschleunigen und somit vor allem Kosten einzusparen. Im Automobilssektor ist diese Vorgehensweise zur Produkt- und Prozessauslegung bereits weit verbreitet. Vielmehr geht man hier sogar davon aus, dass in naher Zukunft nahezu jeder Ingenieur virtuelle Berechnungen durchführen wird [1]. Im Verpackungsstahlbereich erfolgt die Auslegung neuer Produkte noch nahezu vollständig über Trial-and-Error Verfahren und jahrelang aufgebautes Know-How im Werkzeugbau. Doch auch hier wächst der Bedarf nach schnellen computergestützten Auslegungsmöglichkeiten. Gleichzeitig ist der Markt vor allem durch ständige Weiterentwicklung höher fester Güten geprägt, die es ermöglichen, dünnere Abmessungen bei gleichbleibenden Stabilitätsanforderungen einzusetzen und somit Kosten und CO<sub>2</sub> einzusparen. Der Einsatz solcher Güten und Dickenreduzierungen geht zumeist mit Investitionen in neue Werkzeugteile und teilweise neue Anlagen einher.

Grundlage der Computer gestützten Simulation bildet die genaue Prozessdarstellung. Neben der präzisen Formulierung aller Randbedingungen, wie Reibungskinematik, Bauteildynamik, Krafteinleitung sowie diverser numerischer Parameter wie Netzgröße, Elementtyp, Zeitschrittweite, Massenskalierung etc. ist vor allem die möglichst genaue modellbasierte Beschreibung der plastischen Eigenschaften notwendig. Diese erfolgt für den Fließbeginn und die Verfestigungseigenschaften mittels Fließkurve, die standardmäßig zumeist über quasi-statische Zugversuche aufgenommen wird. Zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens im mehrachsigen Spannungszustand dienen Fließortfunktionen, die mit zunehmender Komplexität auch die Berücksichtigung anisotroper Eigenschaften ermöglichen. Zur Kalibrierung dienen vor allem mittels Zugversuch gemessene  $r$ -Werte.

Höher feste Verpackungsstähle zeichnen sich neben ihrer geringen Dicke und ihren Festigkeitseigenschaften zumeist durch eine sehr geringe Dehnung im Zugversuch aus. Dies ergibt sich aus hohen Nachwalzgraden und Alterungseffekten bei der Dosenherstellung. Starkes Nachwalzen zur Erreichung der gewünschten Festigkeit ist wegen starker Legierungsrestriktionen im Lebensmittelverpackungsbereich erforderlich. Trotzdem lassen sich aufgrund unterschiedlicher Formänderungs- und Spannungszustände hieraus Bauteile mit teils deutlich höheren Umformgraden herstellen. Daher ist die

Modellierung einer Fließkurve auch zu höheren Umformgraden unerlässlich, um präzise Simulationsergebnisse erwarten zu können. Gleichzeitig resultieren hohe Nachwalzgrade in ausgeprägten anisotropen Verformungseigenschaften. Die präzise Modellierung des Fließsorts ist daher für diese Art von Stählen ebenfalls unerlässlich. Durch die stark reduzierte Dehnung im uniaxialen Zugversuch ist jedoch die Ermittlung der hierzu notwendigen  $r$ -Werte Stand jetzt nicht möglich.

Die Beurteilung der Charakterisierungsqualität macht eine Validierung unerlässlich. Hierzu dient die Simulation und Durchführung anwendungsnaher Laborexperimente und der Abgleich zwischen Simulation und Experiment. In der Automobilindustrie hat sich hierzu weit verbreitet der Kreuznapf etabliert. Im Verpackungsstahlbereich gibt es bisher eine solche an den Anwendungsfällen orientierte Strategie noch nicht. Die Berücksichtigung möglicher Dehnrateneffekte auf die plastische Modellierung für die Simulation gilt es ebenfalls zu berücksichtigen. Hohe Umformgeschwindigkeiten insbesondere in Abstreckprozessen sind im Verpackungsstahlbereich von Relevanz.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Modellierung des plastischen Umformverhaltens

Um eine Aussage treffen zu können, bei welcher Spannung das Material beginnt plastisch zu verformen, werden Fließbedingungen herangezogen, welche einen Vergleich des multiaxialen Spannungszustands mit der Fließspannung ermöglichen. Die Fließspannung stellt die Spannung im einachsigen Spannungszustand dar, die zum plastischen Fließen des Materials führt. Sie ist abhängig von der Temperatur, der Umformgeschwindigkeit, sowie der Umformhistorie des Materials, also dem Umformgrad [2]. Für die beschriebene Fließbedingung haben sich im Laufe der Zeit diverse Fließortmodelle etabliert, die ein Fließpotential als Fläche im Spannungsraum beschreiben und für das Einsetzen plastischen Fließens herangezogen werden können. Neben den isotropen Fließbedingungen wie beispielsweise nach von Mises [3], haben sich im Laufe der Zeit Modelle etabliert, um das anisotrope Verhalten von Metallen zu beschreiben. Typischerweise werden hierfür phänomenologische Modelle herangezogen, deren freie Parameter über experimentelle Versuche kalibriert werden [4]. Neben diesen Modellen haben sich ebenso Texturmodelle sowie metallphysikalische Anisotropie Modelle etabliert, auf die aber im Folgenden nicht näher eingegangen werden soll [5].

#### 2.1.1 Isotrope Fließbedingungen

Zwei der ersten Fließfunktionen wurden von Tresca [6] und von Mises [3] entwickelt. Diese beiden Fließfunktionen beschreiben isotropes und folglich richtungsunabhängiges Materialverhalten und sind in den meisten herkömmlichen Simulationsprogrammen implementiert. Tresca [6] formuliert eine Schubspannungshypothese, nach der plastisches Fließen eintritt, wenn die maximale Schubfließspannung erreicht ist bzw. die Differenz der maximalen und minimalen Hauptspannung das Zweifache der Schubfließspannung erreicht. Das Modell nach Tresca bietet eine sehr einfache Abschätzung bei bekannten Hauptspannungen.

$$|\tau_{max}| = k \quad (1)$$

$$2|\tau_{max}| = k_f = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2)$$

Von Mises formuliert seine Fließbedingung als Funktion des deviatorischen Spannungstensors, da der hydrostatische Spannungsanteil nicht zum plastischen Fließen beiträgt. Demnach tritt plastisches Fließen ein, wenn die zweite Invariante  $I_2'$  des deviatorischen Spannungstensors proportional zur

Fließspannung ist (Formel 3). Durch Einsetzen des einachsigen Spannungszustands ergibt sich die folgende Gleichung:

$$I_2' = ak_f^2 \quad (3)$$

$$k_f = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad (4)$$

Bezogen auf den 3D Spannungsraum kann dies wie in Abbildung 1 dargestellt werden. Hier wird auch die Vereinfachung nach Tresca deutlich, die den Fließort als Gestalt eines hexagonalen Zylinders abbildet.

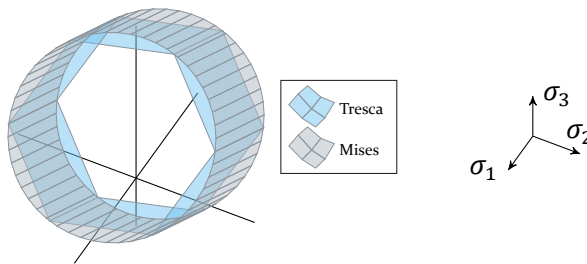


Bild 1: Fließort im 3D Spannungsraum. Im Vergleich isotrope Fließbedingungen nach von Mises und Tresca

## 2.1.2 Anisotrope Fließbedingungen

### 2.1.2.1 Hill48

Da das Eintreten des plastischen Werkstoffverhaltens auch abhängig von der Orientierung des Werkstoffs ist, führte Hill [7] ein quadratisches Fließkriterium ein, welches die Fließortskurve in Abhängigkeit der senkrechten Anisotropie definiert:

$$2f \equiv F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (5)$$

F,G,H,L,M,N sind spezifische Konstanten, die den anisotropen Zustand des Materials kennzeichnen. Aus X,Y,Z, den Fließspannungen der Zugversuche in die jeweilige Richtungen x,y,z, folgt:

$$\frac{1}{X^2} = G + H; \quad \frac{1}{Y^2} = H + F; \quad \frac{1}{Z^2} = F + G \quad (6)$$

$$2F = \frac{1}{Y^2} + \frac{1}{Z^2} - \frac{1}{X^2}; \quad 2G = \frac{1}{Z^2} + \frac{1}{X^2} - \frac{1}{Y^2}; \quad 2H = \frac{1}{X^2} + \frac{1}{Y^2} - \frac{1}{Z^2}; \quad (7)$$

Mit R,S,T als Schubfließspannungen folgt:

$$2L = \frac{1}{R^2}; \quad 2M = \frac{1}{S^2}; \quad 2N = \frac{1}{T^2} \quad (8)$$

Für das Fließkriterium nach Hill müssen folglich sechs unabhängige Parameter bestimmt werden. Im ebenen Spannungszustand lässt sich dies wie folgt vereinfachen:

$$\sigma_1^2 - \frac{2r_0}{1+r_0}\sigma_1\sigma_2 + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}\sigma_2^2 = \sigma_0^2 \quad (9)$$

Nimmt man nun an, dass die senkrechte Anisotropie längs zur Walzrichtung gleich der Anisotropie quer zur Walzrichtung ist, kann die Abhängigkeit der Fließortskurve von r wie nachstehend dargestellt werden:

$$\sigma_1^2 - \frac{2r}{1+r}\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2 = \sigma_0^2 \quad (10)$$

Eine Erhöhung der senkrechten Anisotropie führt folglich zu einer Ausdehnung der Ellipse in Richtung des biaxialen Spannungspunkts. Das Fließkriterium nach Hill<sup>48</sup> ist aufgrund seiner einfachen Annahmen und der direkten physikalischen Bedeutung der Parameter weit verbreitet [7].

### Yld2000-2d

Barlat schlug 2003 [8] eine Fließfunktion vor, die sich aus zwei unterschiedlichen Fließfunktionen zusammensetzt:

$$\phi = \phi' + \phi'' = 2k_f^\alpha \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \phi' &= |X'_1 - X'_2| \\ \phi'' &= |2X''_2 + X''_1|^\alpha + |2X''_1 + X''_2|^\alpha \end{aligned} \quad (12)$$

$X'$  und  $X''$  sind lineare Transformationen des Spannungstensors bzw. -deviators.  $X'_i$  und  $X''_i$  sind folglich die Eigenwerte der Tensoren  $X'_{ij}$  und  $X''_{ij}$ . Das anisotrope Verhalten des Werkstoffs bzw. die Abhängigkeit der Fließortskurve von der Anisotropie wird also durch die Parameter  $\alpha_1$  bis  $\alpha_8$  definiert. Durch die Annahme  $L''_{12} = L''_{21}$  sind die restlichen sieben Parameter durch die gemessenen Materialdaten ( $\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, r_0, r_{45}, r_{90}$  und  $\sigma_b$ ) zu bestimmen. Das Yld2000-2d Fließkriterium bietet als komplexes

Modell vielfältige Möglichkeiten zur Materialbeschreibung, ist aufgrund seiner Komplexität jedoch nicht benutzerfreundlich [4].

$$\begin{bmatrix} L'_{11} \\ L'_{12} \\ L'_{21} \\ L'_{22} \\ L'_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2/3 & 0 & 0 \\ -1/3 & 0 & 0 \\ 0 & -1/3 & 0 \\ 0 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_7 \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$\begin{bmatrix} L''_{11} \\ L''_{12} \\ L''_{21} \\ L''_{22} \\ L''_{66} \end{bmatrix} = \frac{1}{9} \begin{bmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_8 \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{X}' &= \mathbf{C}' \cdot \mathbf{s} = \mathbf{C}' \mathbf{T} \cdot \sigma = \mathbf{L}' \sigma \\ \mathbf{X}'' &= \mathbf{C}'' \cdot \mathbf{s} = \mathbf{C}'' \mathbf{T} \cdot \sigma = \mathbf{L}'' \sigma \end{aligned} \quad (15)$$

### Yld2004-18p

Im Jahre 2005 stellte Frederic Barlat ebenfalls ein konvexes Fließortmodell vor, welches als lineare Transformation des Spannungsdeviator das plastische Verhalten von Metallen im 3-D Spannungszustand beschreibt [9]. Dieses Modell ermöglicht es ebenfalls 6er und 8er Zipfel im Napfzug abbilden zu können [10].

$$\begin{aligned} \Phi &= |\tilde{S}'_1 - \tilde{S}''_1|^a + |\tilde{S}'_1 - \tilde{S}''_2|^a + |\tilde{S}'_1 - \tilde{S}''_3|^a + |\tilde{S}'_2 - \tilde{S}''_1|^a + |\tilde{S}'_2 - \tilde{S}''_2|^a \\ &\quad + |\tilde{S}'_2 - \tilde{S}''_3|^a + |\tilde{S}'_3 - \tilde{S}''_1|^a + |\tilde{S}'_3 - \tilde{S}''_2|^a + |\tilde{S}'_3 - \tilde{S}''_3|^a = 4\sigma^a \end{aligned} \quad (16)$$

$\tilde{S}'$  und  $\tilde{S}''$  bilden die Hauptspannung der Tensoren  $\tilde{\mathbf{s}}'$  und  $\tilde{\mathbf{s}}''$ .

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{s}}' &= \mathbf{C}' \mathbf{s} = \mathbf{C}' \mathbf{T} \sigma = \mathbf{L}' \sigma \\ \tilde{\mathbf{s}}'' &= \mathbf{C}'' \mathbf{s} = \mathbf{C}'' \mathbf{T} \sigma = \mathbf{L}'' \sigma \end{aligned} \quad (17)$$

$$C = \begin{bmatrix} 0 & -c_{12} & -c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ -c_{21} & 0 & -c_{23} & 0 & 0 & 0 \\ -c_{31} & -c_{32} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{66} \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$T = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 2 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & -1 & 2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3 \end{bmatrix} \quad (19)$$

Zur Kalibrierung der 18 freien Parameter werden neben den Zugversuchsdaten Streckgrenze und r-Werte aus sieben Richtungen ebenfalls 'out of plane' Daten benötigt. Diese Daten beschreiben das plastische Verhalten unter einfacher Scherung in der yz und zx Ebene (z als Normale zur Blechebene) und unter einachsigen Zug unter 45° Grad zwischen y und z bzw. z und x. Diese Daten können jedoch nur durch kristallographische Simulationen modelliert werden und werden daher zumeist mit eins als isotrop festgesetzt. Wählt man alle freien Parameter mit eins als isotrop und wählt einen quadratischen Exponenten, so reduziert sich das Modell zum Fließortmodell nach von Mises. Im Rahmen ihrer Veröffentlichung [9] stellten Barlat et al. ebenfalls eine reduzierte Form des Modells als Yld2004-13p vor, welches lediglich 13 freie Parameter aufweist. Für ebene Spannungszustände reduziert sich das Modell weiter auf neun freie Parameter.

### 2.1.3 Kalibrierung von Fließbedingungen

Die Kalibrierung der einfachen Modelle, wie die erwähnten nach von Mises und Hill48 können direkt über die Parametrisierung der relevanten Zugversuchsdaten erfolgen. Komplexeren Modellen wie Yld2000-2d und Yld2004-18p liegen jedoch eine definierte Anzahl freier Parameter zu Grunde, die keinen direkten Zusammenhang zu den gemessenen Materialkennwerten aufweisen. Daher müssen diese so gewählt werden, dass die Modellierung die experimentell charakterisierten Werte abbilden kann. Hierzu gibt es unterschiedliche Verfahren. Holger Aretz [11] beschreibt die Bestimmung der Anisotropie-Parameter in seiner Dissertation detailliert. Die Lösung eines

nichtlinearen Gleichungssystem durch ein Newton-Iterationsverfahren stellt die geläufigste Lösung dar. Es ist jedoch ebenfalls möglich die relevanten Parameter durch Lösung eines Minimierungsproblems der Gausschen Fehlerquadrate zu ermitteln. Dies bietet sich vor allem dann an, wenn das formulierte Problem unterbestimmt ist [12].

$$E(\alpha_1, \dots, \alpha_8) = \sum_{i=1}^l \left( \frac{\sigma_{b_i} - Y_{ref}}{Y_{ref}} \right)^2 + \sum_{j=1}^m \left( \frac{\sigma_{\varphi_j} - Y_{ref}}{Y_{ref}} \right)^2 + \sum_{k=1}^n \left( \frac{R_{\varphi_k}^{theo} - R_{\varphi_k}}{R_{\varphi_k}} \right)^2 \quad (20)$$

Die durch den Fließort vorhergesagten r-Werte  $r_{\varphi_k}^{theo}$  können durch Gleichung 21 beschrieben werden.

$$r_{\varphi} = - \frac{\sin^2 \varphi \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma_{11}} \right) - \sin 2\varphi \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma_{12}} + \cos^2 \varphi \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma_{22}} \right) \right)}{\frac{\partial F}{\partial \sigma_{11}} + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{22}}} \Big|_{\sigma_{\varphi}} \quad (21)$$

Hier wird offensichtlich, dass es den Gradienten der Fließfunktion braucht. Die r-Werte können daher auch als Steigung des Fließorts an diskreten Stellen angesehen werden. Die erste Ableitung des Fließorts kann neben der oft mathematisch komplexen Herleitung auch über einen Differenzenquotienten beschrieben werden. Gleichung 22 beschreibt dieses Prinzip. Als Differenz  $\Delta\sigma_{\varphi}$  schlägt Aretz [11] einen Wert von  $1e^{-5}$  vor.

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_{\varphi}} \Big|_{\sigma_{\varphi}^{(i)}} \approx \frac{F(\sigma_{\varphi}^{(i)} + \Delta\sigma_{\varphi}) - F(\sigma_{\varphi}^{(i)} - \Delta\sigma_{\varphi})}{2\Delta\sigma_{\varphi}} \quad (22)$$

### 2.1.4 Fließkurvenextrapolation

Neben der Parametrisierung anisotroper Kennwerte in den Fließortmodellen, bedarf es einer Fließkurve, die das plastische Fließen als Funktion des Umformgrads für den einachsigen Spannungszustand beschreibt. Die experimentelle Bestimmung erfolgt standardmäßig durch Laborversuche wie beispielsweise Zugversuche, Tiefungs- oder Torsionsversuche. In realen anwendungsbezogenen Umformprozessen werden zumeist jedoch deutlich höhere Umformgrade erreicht, als sie durch die experimentelle Fließkurvenaufnahme beschrieben werden können, wie in Abbildung 2 zu sehen ist. Dies liegt vor allem an der unterschiedlichen Gestalt des Spannungs- bzw. Formänderungszustands. Während im Zugversuch ein rein einachsiger Zugspannungszustand bis zur Einschnürung vorliegt, sind Napfzüge als Zug-Druckumformung charakterisiert und ermöglichen daher höhere Formänderungen. Zusätzlich liegen in komplexen Umformungen stark nicht lineare Verformungspfade

vor, die ebenfalls für eine abweichende Umformbarkeit sorgen. Daher bedarf es der Parametrisierung eines Verfestigungsgesetzes, um die Verfestigung bis zu höheren Umformgraden beschreiben zu können. Standardmäßig werden hierzu Versuchsdaten herangezogen und die Koeffizienten der passenden Verfestigungsgesetze im Bereich der Versuchsdatenermittlung als mathematische Beschreibung an die experimentellen Daten angepasst. Die gängigen Verfestigungsgesetze in der Literatur sind in Tabelle 1 dargestellt.

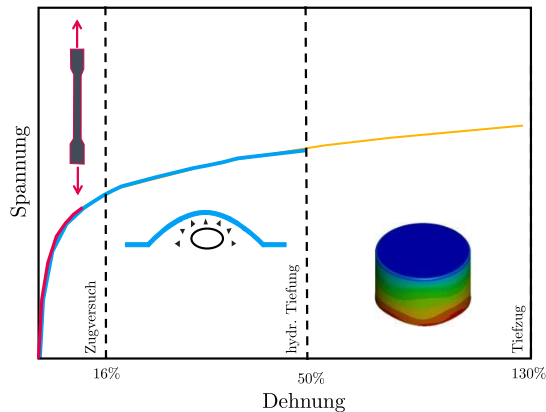


Bild 2: Bereiche von Vergleichsformänderung im Vergleich zur experimentellen Fließkurvenaufnahme

Tabelle 1: Isotherme quasistatische Verfestigungsgesetze [13]

Verfahren	Formel
Ludwik [14]	$k_{f,Ludwik} = k_{f0} + C\varphi_v^n$
Hollomon [15]	$k_{f,Hollomon} = C\varphi_v^n$
Swift [16]	$k_{f,Swift} = C(a + \varphi_v)^n$
Voce [17]	$k_{f,Voce} = k_0 + Q(1 - \exp(-\beta\varphi_v))$
Komb. Swift und Voce [18]	$k_{f,kombiniert} = \alpha \cdot k_{f,Voce} + (1 - \alpha) \cdot k_{f,Swift}$

### 2.1.5 Texturentwicklung

Um das anisotrope und folglich richtungsabhängige Materialverhalten erklären zu können, ist die Zusammensetzung der Textur entscheidend [19]. Plastische Verformung findet in Metallen vorwiegend durch das Gleiten von Versetzungen über für die jeweilige Kristallstruktur definierte Gleitebenen und

-richtungen statt. In Tabelle 2 sind die Gleitebenen für kubisch raumzentrierte und kubisch flächenzentrierte Metalle aufgelistet [19]. Unterschiedliche Ausprägung von Texturen führen zwangsläufig zu unterschiedlichen Zipfelverhalten in Tiefziehenanwendungen. Das Verständnis welche Prozessschritte die Entwicklung der Textur in welchem Maße beeinflussen, ist folglich von großer Bedeutung, um Produkte mit möglichst geringem Zipfelverhalten und somit geringem Ausschuss herstellen zu können. Dierk Raabe veröffentlichte hierzu eine umfassende Arbeit zur Entwicklung von unterschiedlichen Texturen in ferritischen Edelstählen [20].

Tabelle 2: Gleitsysteme in kubisch raum- und flächenzentrierten Werkstoffen [19]

Kristallstruktur	Gleit-ebene	Gleit-richtung	Anzahl der nicht parallelen Ebenen	Gleitrichtung pro Ebene	Anzahl der Gleitsysteme
kfz	[111]	$\langle 110 \rangle$	4	3	12=(4x3)
krz	[110]	$\langle \bar{1}11 \rangle$	6	2	12=(6x2)
	[112]	$\langle 11\bar{1} \rangle$	12	1	12=(12x1)
	[123]	$\langle 11\bar{1} \rangle$	24	1	24=(24x1)

In Kombination mit seiner Veröffentlichung zu Texturen in Warmband können folgende Aussagen bezüglich der untersuchten ferritischen Edelstähle getroffen werden [21]. Nach dem Warmwalzen liegt eine nahezu regellose Textur vor, wenn die Umwandlung erst nach dem Walzprozess stattfindet. Ein nachfolgendes Nachwalzen sorgt für Orientierungen  $[001]\langle 110 \rangle$ , die wiederum zu einem stark ausgeprägten Zipfelverhalten mit Tälern bei  $0^\circ$  und  $90^\circ$  führen. Ein nachfolgendes Rekristallisationsglühen führt bei hohen Walzgraden zu  $[111]\langle 112 \rangle$  und bei geringen Walzgraden zu  $[110]\langle 001 \rangle$  Orientierungen (auch bezeichnet als Goss-Lage). Erstere führen zu sechs gering ausgeprägten Zipfeln und einem hohen r-Wert, während die Goss-Lage zu vier Zipfeln mit Bergen in  $90^\circ$  führen.  $[111]\langle 112 \rangle$  sind folglich die Orientierungen, die für Tiefziehenanwendungen sehr geeignet sind aufgrund ihrer geringen Zipfligkeit und hohen r-Werten. Ein erneutes Kaltwalzen nach dem Glühen führt wiederum zu  $[001]\langle 110 \rangle$  Orientierungen. Eine direkte Übertragbarkeit auf Verpackungsstähle kann auf Grund der unterschiedlichen chemischen Zusammensetzung nicht getroffen werden und wurde bisher im Stand der Technik noch nicht untersucht. Um aus der Textur direkt auf die resultierende Zipfelbildung schließen zu können, nutzte Raabe numerische Analysen im Jahre 2004 [22]. Einfachere analytische Ansätze wurden aber bereits zuvor entwickelt. Eine der grundlegendsten Arbeiten veröffentlichte Tucker et al. im Jahre 1961 [23] unter Verwendung maximaler Schubspannung auf das Gleitsystem  $[111]\langle 110 \rangle$  in Aluminium und diskutierte bereits die Übertragung auf polykristalline

Werkstoffe. Inagaki et al. [24] erweiterten diese im Jahre 1991 und wendeten es ebenfalls auf kubisch- raumzentrierte Polykristalle an.

$$\tau = S\sigma = ((R \cdot n)(R \cdot b) - (T \cdot n)(T \cdot b))\sigma \quad (23)$$

$$\varepsilon_r = |n \cdot R| \cdot ((R \cdot n)(R \cdot b) - (T \cdot n)(T \cdot b))^2 \cdot k\sigma^2 \quad (24)$$

Dieses verwendet die Orientierungen der einzelnen Texturen sowie die Orientierungen der Gleitebenen gemäß der Formeln in Gleichung 23 und 24.  $\mathbf{R}$  und  $\mathbf{T}$  sind hierbei die Einheitsvektoren in Radialer- und Umfangsrichtung und  $\mathbf{n}$  und  $\mathbf{b}$  die Gleitebenennormale und -richtung.

## 2.2 Charakterisierung des Umformverhaltens

### 2.2.1 Fließkurvenermittlung

Die Fließkurve beschreibt die Fließspannung als Funktion des Umformgrads. Zur Aufnahme hat sich der Zugversuch als gängigste Methode zur Ermittlung der Fließspannung etabliert. Hier liegt ein einachsiger Spannungszustand bis zur Einschnürung der Probe vor. Dieser liegt ebenfalls in Stauchversuchen vor, welcher daher auch zur Fließkurvenermittlung herangezogen wird. Die experimentelle Fließkurvenermittlung mittels Versuchen wie hydraulischen Tiefungsversuchen und Torsionsversuchen ist ebenfalls möglich, bedarf jedoch einer Umrechnung des Spannungszustands mittels Fließortversuchen oder einfacher Transformationsrechnungen. Die Fließkurve bestimmt die Fließspannung als Funktion wahrer plastischer Dehnung. Die Bereinigung des elastischen Anteils und die Umrechnung in wahre Dehnung ist daher essentiell. Zu berücksichtigen vor allem für sehr dünne Bleche ist ebenfalls das Auftreten von Größeneffekten, die sich direkt auf die mechanischen Eigenschaften und die resultierende Fließkurve auswirken können. Größeneffekte beschreiben das plastische Verhalten abhängig von der Mikrostruktur [25] durch Korngrößeneffekte oder Probengrößeneffekte [26]. In einer Studie zu dünnsten Metallblechen beobachtete Raulea et al. Größeneffekte auf die mechanischen Eigenschaften ab weniger als 20 Körnern über Blechdicke [27].

### Zugversuch

Der Zugversuch stellt das gängigste Verfahren zur Fließkurvenaufnahme dar und ist in der Norm DIN ISO 6892-1:2019 definiert [28]. Charakteristisch ist sein einachsiger Spannungszustand bis zum Beginn der Einschnürung, die als Gleichmaßdehnung bezeichnet wird. Zur einfachen Beschreibung des Materialverhaltens wird die Spannung bezogen auf den Ausgangsquerschnitt und die Dehnung bezogen auf die Ausgangslänge als technische Spannung

und technische Dehnung aufgezeichnet. Daraus resultieren die in Abbildung 3 exemplarisch dargestellten Verläufe. Das Kraft- bzw. Spannungsmaximum resultiert aus der technischen Berechnung. Der Beginn der Einschnürung führt jedoch zu einem weiteren Anstieg der Festigkeit in der Einschnürzone. Abbildung 3 (b) zeigt das Verhalten unstetiger Werkstoffe, welches auch charakteristisch für gewisse Verpackungsstähle ist. Hierauf wird in Abschnitt 2.3.2 näher eingegangen. Während bei stetigen Werkstoffen die Dehngrenze  $R_{p0.2}$  als Beginn der plastischen Verformung beschrieben wird, werden unstetige Werkstoffe durch die obere und untere Streckgrenze  $R_{eH}$  und  $R_{eL}$  sowie den Fließbeginn  $A_{Re}$  beschrieben.

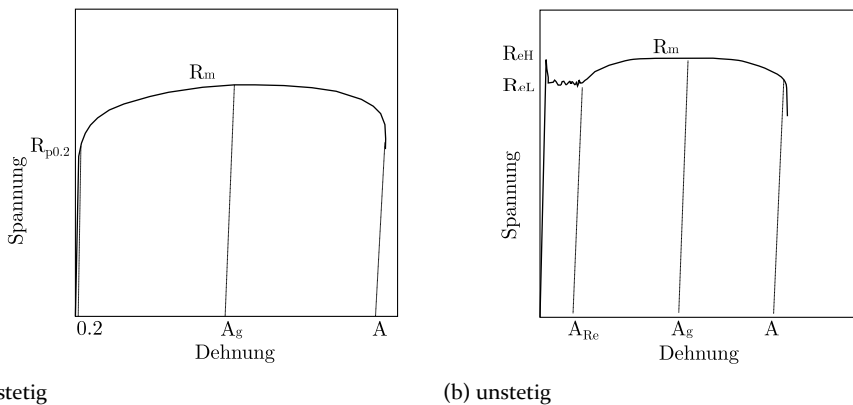


Bild 3: Kennwerte in der Zugversuchsaufnahme. Vergleich zwischen stetigen und unstetigen Kurven und den jeweils relevanten Kennwerten

Die Umrechnung in wahre Spannung  $\sigma_{wahr}$  und wahre Dehnung  $\varepsilon_{wahr}$  kann über die Volumenkonstanz Herleitung erfolgen, sodass sich dies wie folgt ergibt.

$$\sigma_{wahr} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (25)$$

$$\varepsilon_{wahr} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (26)$$

Das Herstellungsverfahren der für die Fließkurvenaufnahme verwendeten Proben kann ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf mechanische Parameter wie Festigkeit und Bruchdehnung haben. In der Norm ISO 6892-1 [28] ist Fräsen standardmäßig vorgeschlagen. Kraemer et al. [29] untersuchten den Einfluss unterschiedlicher Herstellungsverfahren und die Auswirkung auf technologische Eigenschaften und schlugen Erodieren und Wasserstrahlschneiden als alternative Methoden vor. Den Einfluss unterschiedlicher Bearbeitungsmethoden untersuchten ebenfalls Sivinc et al. [30]. Laserschneiden bildet nach ihren Ergebnissen ebenfalls eine kostengünstige Alternative mit geringen Abweichungen in den mechanischen Eigenschaften. Der Einfluss

von Kanteneffekten auf den Zugversuch bei unterschiedlichen Probenherstellungsverfahren wurde des Weiteren für AHSS-Werkstoffe von Al-shawk et al. untersucht [31]. Darüber hinaus ist die Miniaturisierung von Proben Geometrien ein praktikables und gängiges Verfahren, um eine höhere Dehnung im Zugversuch zu erreichen. Zheng et al. [32] beschreiben in ihrer Zusammenfassung über die Miniaturisierung von Zugversuchsproben den Effekt der zunehmenden Dehnung nach Einschnürung sowie der Gesamtdehnung mit abnehmender Messlänge. Merklein und Hoffmann [33] optimierten das Prüfverfahren miniaturisierter Zugproben, jedoch lediglich für Proben mit einer Dicke  $> 1$  mm.

Ein großer Nachteil der Fließkurvenbestimmung aus dem Zugversuch entsteht maßgeblich durch die Einschnürung bei Erreichung der Gleichmaßdehnung. Ab diesem Punkt liegt kein einachsiger Spannungszustand sowie kein homogener Formänderungszustand mehr vor und eine Fließkurvenbestimmung ist daher standardmäßig nur bis zu diesem Punkt zulässig. Eine erste Näherung der Fließspannung in der Einschnürung für Zugversuche an Rundstäben entwickelten Siebel und Schwaigerer [34]:

$$k_f = \frac{F/A}{1 + \frac{d}{8\rho}} \quad (27)$$

Bridgeman entwickelte diesen Ansatz wie folgt weiter [35]:

$$k_f = \frac{F}{a(1 + \frac{4\rho}{d}) \ln(1 + \frac{d}{4\rho})} \quad (28)$$

$\rho$  stellt hierbei den Kerbradius in der Einschnürung dar. Im Jahre 1998 stellten Zhang et al. [36] einen Ansatz vor, um auch die Fließspannung von Flachzugproben über die Einschnürung hinaus bestimmen zu können, jedoch auch nur bis zu einem gewissen Seitenverhältnis. Durch die Entwicklung optischer Messsysteme, die es ermöglichen, die Dehnung als Flächendaten über die Versuchsdauer aufzuzeichnen, wurden diverse weitere Ansätze entwickelt, die die Fließkurvenbestimmung über die Gleichmaßdehnung hinaus ermöglichen. So entwickelte Paul et al. einen simplen Ansatz auf Grundlage des Fließortmodells Hill48 und DIC Messung zur Bestimmung der Fließkurve nach Beginn der Einschnürung [37] (Gleichung 29 bis 32).

$$\beta = \frac{d\varepsilon_{xx}}{d\varepsilon_{yy}} \quad (29)$$

$$\alpha = \frac{(1+r)\beta + r}{1+r+\beta} \quad (30)$$

$$d\varepsilon_{eq} = d\varepsilon_{yy} \frac{(1+r)}{\sqrt{1+2r}} \sqrt{1+\beta^2 + \frac{2r}{1+r}\beta} \quad (31)$$

$$\sigma_{eq} = \sigma_{yy} \sqrt{1+\alpha^2 - \frac{2r}{1+r}\alpha} \quad (32)$$

Zusätzlich existiert eine große Anzahl unterschiedlichster inverser Modelle zur Bestimmung der Fließkurve. Einen generellen Überblick über Ansätze inverser Modellierung liefern Ponthot und Kleinermann [38]. Joun et al. entwickelten eines der ersten Modelle zur inversen Fließkurvenbestimmung in der Einschnürung im Jahr 2008 allerdings für zylindrische Proben [39]. Kim et al. zeichnen die Dehnung als Full-Field Aufnahme mittels DIC-Technik auf und bestimmten mit dem Prinzip virtueller Arbeit die Parameter des Swift und modifizierten Voce Verfestigungsgesetz [40]. Tardif und Kyriadikes bestimmten zusätzlich die Kontur der Probe, um das Fließortmodell Yld2004 zu parametrisieren [41]. Güner et al. [42] bestimmten die Fließkurve eines DCo4 sowie der Aluminiumlegierung AlMg2 mittels inverser Berechnung durch die Verwendung optischer Dehnungsmessung. Einen der neuesten Ansätze präsentierten Zhao et al. im Jahr 2016 zur Bestimmung der Fließkurve über einen modifizierten Hockett-Sherby Ansatz und gaben gleichzeitig eine ausführliche Abhandlung der bereits entwickelten Modelle [43]. Hakenbeck et al. nutzten intelligente Neuronale Netze um mittels Geometrie Informationen die Fließkurve aus dem Zugversuch über die Einschnürung hinaus zu bestimmen [44].

### Hydraulischer Tiefungsversuch

Der hydraulische Tiefungsversuch stellt ein Verfahren zur Fließkurvenaufnahme dar, welches durch einen biaxialen Spannungszustand und dadurch deutlich höheren Dehnungen als im Flachzugversuch gekennzeichnet ist. Ebenso eignet er sich durch die Aufnahme des biaxialen Spannungspunkts, um Daten für komplexe Fließkriterien aufzunehmen (Abschnitt 2.1.2.1). Genormt ist der Bulgetest über die Norm DIN EN ISO 168808 [45].

Bei diesem Verfahren wird eine Ronde zwischen Niederhalter und Matrize geklemmt und mittels eines Wirkmediums ausgeformt (Abb. 4). Durch das Klemmen der Probe wird ein biaxialer Spannungszustand eingestellt. Das Blech wölbt durch das Anliegen eines hydrostatischen Drucks aus, sodass das Material gestreckt und in seiner Dicke reduziert wird. Um die Dehnungen

zu messen und den Zeitpunkt des Risses zu bestimmen, wird mittels eines optischen Messsystems die Verformung während der Umformung auf der Probe gemessen.

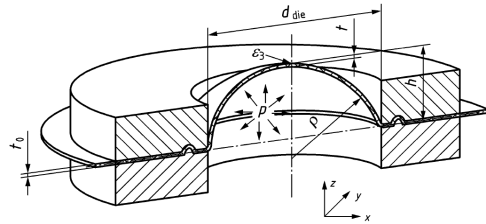


Bild 4: Aufbau des Bulgetests gemäß Norm ISO16808 [45]

Über den anliegenden Druck und die Dickenabnahme des Blechs kann dann im Nachhinein die Fließkurve bestimmt werden. Für die Auswertung müssen verschiedene Annahmen getroffen werden:

- Vorliegen eines biaxialen Spannungszustands  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_b$
- kugelförmige Ausformung des Blechs

Damit die zweite Annahme gilt und ein konstanter Krümmungsradius vorliegt, wird ein Radius  $r_1$  auf dem letzten Bild vor der Rissentstehung auf der Probe festgelegt und auf alle Verformungsstufen angewendet. Um jedoch auch stabile Werte für die Blechdickenabnahme im Kuppen Bereich zu ermitteln, wird ein Radius  $r_2$  definiert. Zur Bestimmung der Radien (siehe Abb. 5) schreibt die Norm folgendes vor:

$$r_1 = (0.125 \pm 0.025) \cdot d_{\text{Werkzeug}} \quad (33)$$

$$r_2 = (0.05 \pm 0.01) \cdot d_{\text{Werkzeug}} \quad (34)$$

Die Krümmung des Radius wird aus den jeweiligen Krümmungsradien im Bereich  $r_1$  und  $r_2$  bestimmt:

$$\rho = \left( \frac{1}{2} (1/\rho_1 + 1/\rho_2) \right)^{-1} \quad (35)$$

Hieraus kann dann mit Hilfe des anliegenden Drucks und der Blechdicke die biaxiale Spannung  $\sigma_b$  ermittelt werden:

$$\sigma_b = \frac{\rho p}{2t} \quad (36)$$

Die Dicke kann indes aus der Formänderung in Dickenrichtung bestimmt werden:

$$t = t_0 \exp(\varepsilon_3) \quad (37)$$

Da jedoch das optische Messsystem nur Verformungen auf der Probe und somit keine Umformung in Höhenrichtung des Blechs detektieren kann, werden hierfür die Formänderungen in die beiden anderen Richtungen herangezogen. Unter Annahme von Volumenkonstanz und linear elastischem Verhalten ergibt sich somit [45]:

$$\varepsilon_3^{pl} = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + 2 \frac{1 - \nu}{E} \sigma_b \quad (38)$$

Tiefungsversuche ermöglichen eine Beschreibung des plastischen Fließbeginns und des Verfestigungsverhaltens im Formänderungszustand des Streckziehens und somit eine Implementierung der Daten in bekannte Fließortmodelle wie beispielsweise Yld2000-2d. Gleichzeitig kann das biaxiale Verfestigungsverhalten durch eine Transformation dazu genutzt werden, die Fließkurve zu modellieren. Hierzu sind zusätzliche Zugversuchsdaten unabdinglich. Beier et. al verwendeten daher im Jahre 2017 den hydraulischen Tiefungsversuch, um ein kombiniertes Swift-Voce Fließgesetz zu parametrisieren [18].

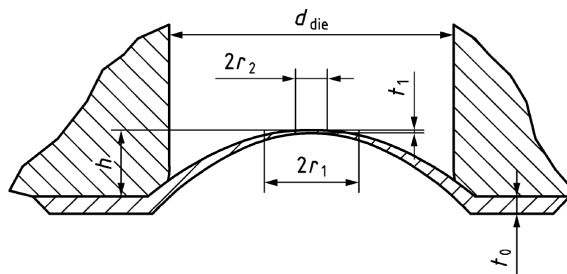


Bild 5: Bestimmungsbereich der Krümmungsradien im Bulgetest nach Norm ISO16808 [45]

Nachteilig entspricht eine konstante Verfahrgeschwindigkeit des Hydraulikzylinders durch zunehmende Dehnraten an der Blechkuppel keiner konstanten Formänderungsgeschwindigkeit. Daher entwickelten Suttner et al. einen dehnraten gesteuerten Tiefungsversuch [46] in dem das optische Messsystem als Livemessung den Hydraulikdruck regelt. Neben der Durchführung eines Tiefungsversuchs mit rotationssymmetrischem Zieherring zur Erreichung eines biaxialen Spannungs- und Dehnungszustands besteht auch die Möglichkeit elliptische Zieherringe mit unterschiedlichen Durchmessern zu verwenden.

Dies ermöglicht die Einstellung eines ebenen Formänderungszustands während der Verformung. Die Bedeutung des ebenen Dehnungszustands für eine Vielzahl an Tiefziehprozessen wurde in der Literatur vor allem für Automobilstähle beschrieben. So ist dieser für das Versagen an Stempelradien verantwortlich [4]. Dies resultiert aus dem spezifischen Formänderungszustand, in dem das Material lediglich aus der Dicke fließt und somit schneller einschnürt [47]. Elliptische Tiefungsversuche können verwendet werden, um den Fließort im ersten Quadranten im Bereich ebener Dehnung präzise zu charakterisieren. Lenzen et al. [48] nutzten den elliptischen Tiefungsversuch zur Optimierung des Fließexponenten und somit der Fließortgestalt im Bereich ebener Dehnung. Die Haupt- und Nebenspannung können mittels Membrantheorie wie in den folgenden Gleichungen beschrieben werden [49].

$$\sigma_1(t) = \frac{p(t)r_2(t)}{2t(t)} \quad (39)$$

$$\sigma_2(t) = \frac{p(t)r_2(t)}{2t(t)} \left(2 - \frac{r_2(t)}{r_1(t)}\right) \quad (40)$$

$$t(t) = t_0 - \varepsilon_{3,pl}(t) \quad (41)$$

$$\varepsilon_{3,pl}(t) = -\varepsilon_{1,pl}(t) - \varepsilon_{2,pl}(t) \quad (42)$$

$$\varepsilon_{1,el}(t) = \frac{\sigma_1(t)}{E} - \nu \frac{\sigma_2(t)}{E} \quad (43)$$

$$\varepsilon_{2,el}(t) = -\nu \frac{\sigma_1(t)}{E} + \frac{\sigma_2(t)}{E} \quad (44)$$

$$\varepsilon_{1,pl}(t) = \varepsilon_{1,total}(t) - \varepsilon_{1,el}(t) \quad (45)$$

$$\varepsilon_{2,pl}(t) = \varepsilon_{2,total}(t) - \varepsilon_{2,el}(t) \quad (46)$$

### Schichtstauchversuch

Der Schichtstauchversuch bietet die Möglichkeit zur Aufnahme von Fließkurven im uniaxialen Spannungszustand unter Druckbelastung und somit höher erreichbaren Umformgraden bis zu 0,7. Hierzu werden runde Blechscheiben gestapelt und mittels Druck auf eine geringere Höhe und einen größeren Durchmesser gestaucht (Abbildung 6). Essentiell ist ein möglichst reibungsfreier Zustand. Pawelski untersuchte diesen Test bereits 1967 [50]. Neben dem Nachteil der Einstellung eines reibungsfreien Zustands müssen die Proben ebenfalls exakt übereinander gestapelt und ein Abscheren verhindert werden. Der Spannungszustand wird als einachsiger Spannungszustand kategorisiert. Reduziert man diesen jedoch um den hydrostatischen Spannungsanteil auf den deviatorischen Spannungszustand, erhält man einen

biaxialen Zugspannungszustand, auf Grund dessen der Schichtstauchversuch auch zur Aufnahme von Fließkurven für den äquibiaxialen Zugspannungszustand verwendet wird [51].

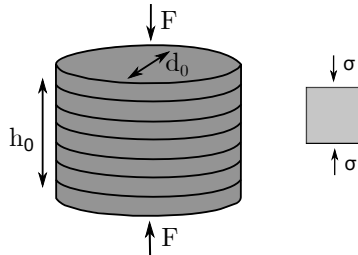


Bild 6: Schichtstauchversuch: Aufbau und Spannungszustand

Merklein und Kuppert untersuchten die Auswirkungen des anisotropen Verhaltens zur Fließkurvenbestimmung unter zu Hilfenahme zweier optischer Messsysteme [52]. Ebenfalls ermöglicht der Schichtstauchversuch die Charakterisierung des biaxialen Anisotropie Koeffizienten [53]. Hetz und Merklein verwendeten den Versuchsaufbau, um auch mit lediglich einer Lage Blech den biaxialen Anisotropie Koeffizienten zu bestimmen und somit den Versuchsaufwand zu reduzieren [54].

### Torsionsversuch

Erstmals beschrieben wird ein Prüfaufbau zur Prüfung der Fließspannung im ebenen Torsionsversuch von Marciniak im Jahre 1961 [55]. Maßgeblich weiterentwickelt wurde er von Tekkaya und Pöhlandt im Jahre 1985 [56]. Er bietet den großen Vorteil des nicht Einschnürens vor dem Versagen und somit höheren Umformgraden im Vergleich zu den zuvor erwähnten Prüfmethoden. Im Vergleich zu dem Schichtstauchversuch reduziert sich zusätzlich der Versuchsaufwand. Zur Durchführung werden – wie in Abbildung 7 dargestellt – eine kreisförmige Blechplatte in einen äußeren und einen inneren Klemmring fixiert und gegeneinander tordiert. Die Fließspannung bzw. die Vergleichsformänderung kann dann über Formel 47 und 48 beschrieben werden, die über den Fließort nach Hill abgeleitet werden.

$$k_f = \sqrt{3}\tau \frac{2(2r_n + 1)}{3(r_n + 1)} \quad (47)$$

$$\varphi_f = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \frac{3(r_n + 1)}{2(2r_n + 1)} \quad (48)$$

Die Anisotropie wird aufgrund der Rotationssymmetrie gemittelt. Eine große Herausforderung stellt die Faltenbildung im tordierten Bereich dar, die bereits 1987 ausführlich von Bauer diskutiert wurde [57]. Zusätzlich zur Fließkurvenaufnahme bietet der Test die Möglichkeit zur Charakterisierung des Bauschinger-Effekts aufgrund der einfachen Realisierung zur wechselnden Lastumkehr [57].

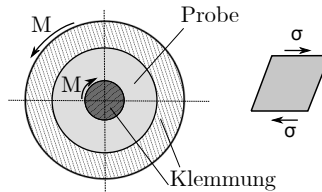


Bild 7: Torsionsversuch: Aufbau und Spannungszustand

Die Charakterisierung von Feinstblechen mittels des Torsionsversuchs wurde bisher jedoch nicht untersucht und bietet aufgrund der geringen Blechdicke insbesondere bezüglich der Faltenbildung besondere Herausforderungen.

### Zugversuch mit ebener Dehnung

Zugversuche im ebenen Formänderungszustand ermöglichen eine Fließ- und Verfestigungsbeschreibung im für viele Anwendungen kritischen Formänderungszustand der ebenen Dehnung (in engl. plane strain). Ebenso ermöglichen diese Zugversuche die Validierung von elliptischen Tiefungsversuchen, wie bereits von Lenzen und Merklein im Jahre 2018 erfolgreich angewendet und im vorherigen Abschnitt ausführlich beschrieben [48]. Zugversuche im ebenen Dehnungszustand wurden bereits in der Literatur umfangreich untersucht [58]. Die größte Herausforderung offenbart sich hierbei in der Betrachtung des Formänderungszustands, der insbesondere in den Radien der Zugprobe nicht homogen ist. Zur Beschreibung einer Zone im Zustand der ebenen Dehnung veröffentlichten Flores et al. eine grundlegende Arbeit im Jahre 2009 [59]. Sie nutzten hierzu neben der Auswertung des Dehnungsgradienten über den Probenschnitt mittels DIC numerische Analysen, um die Spannung exakt bestimmen zu können. Zur Bestimmung des Bereichs homogener Dehnung wird durch Formel 49 eine Ober- und Untergrenze von 0.02 des Dehnungsgradienten über den Breitenschnitt durch die Probenmitte definiert. Formel 50 ermittelt somit die reale Breite des homogenen ebenen Dehnungszustands.

$$-\frac{0,02 \cdot \varepsilon_1^{cp}}{1 \text{ mm}} \leq \frac{\partial \varepsilon_1}{\partial X_2} \leq \frac{0,02 \cdot \varepsilon_1^{cp}}{1 \text{ mm}} \quad (49)$$

$$W_h = W\left(\frac{1 \text{ mm } \partial \varepsilon_1}{\varepsilon_1^{cp} \partial X_2} = 0,02\right) - W\left(\frac{1 \text{ mm } \partial \varepsilon_1}{\varepsilon_1^{cp} \partial X_2} = -0,02\right) \quad (50)$$

Zur Berechnung der tatsächlichen Spannung im ebenen Dehnungszustand wird auf die über numerische Analysen vorgestellte Beschreibung in Formel 51 zurückgegriffen.

$$\sigma_1^{PS} = \left(0,99 \frac{F_T}{W_T \cdot t_H} + 0,01 \frac{F_T}{W_H \cdot t_h}\right) \pm 0,032 \left(0,99 \frac{F_T}{W_T \cdot t_H} + 0,01 \frac{F_T}{W_H \cdot t_h}\right) \quad (51)$$

Eine weitere Möglichkeit die Spannung durch optische Dehnungsmessung bei Vorliegen eines inhomogenen Spannungszustands zu bestimmen, stellten Brosius et al. [60] vor.

### 2.2.2 Aufnahme anisotroper Kennwerte

Anisotrope Kennwerte, wie sie zur Beschreibung komplexer Fließortmodelle benötigt werden (siehe Abschnitt 2.1), sind unabdingbar, um das komplexe Materialverhalten in der Simulation abbilden zu können. Neben den Streckgrenzen, die die benötigte Spannung für den Beginn plastischen Fließens beschreiben, sind vor allem  $r$ -Werte – auch als Lankford-Koeffizienten bekannt – relevant [61]. Sie beschreiben das Verhältnis zwischen Breitenformänderung und Dickenformänderung (für  $r_0, r_{45}, r_{90}$ ) bzw. für das Streckziehen  $r_b$  das Verhältnis aus Neben- und Hauptformänderung. Bezogen auf den Fließort stellen die  $r$ -Werte die Steigung der Tangente am jeweiligen Punkt des Fließorts dar, wie in Abbildung 8 dargestellt. Der biaxiale Anisotropie-Kennwert  $r_b$  kann durch Kreuzzugversuche oder Schichtstauchversuche aufgenommen werden [62]. Lazarescu schlägt hierzu auch die Möglichkeit vor, diesen mittels hydraulischen Tiefungsversuchen zu charakterisieren [63]. Im Folgenden soll lediglich näher auf die Möglichkeiten zur Aufnahme der Anisotropie-Kennwerte  $r_0, r_{45}, r_{90}$  eingegangen werden, die vor allem maßgeblich für das anisotrope Verhalten im Napfzug relevant sind. Dieser ist definiert als wahre plastische Querdehnung durch wahre plastische Dickendehnung. In [64] wird die Berechnung aus dem Zugversuch wie folgt beschrieben:

$$r = \frac{\varepsilon_B}{\varepsilon_D} \quad (52)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{trueL} &= \ln(\lambda_L) - \ln(1 + \sigma_n/m_E) \\ \varepsilon_{trueB} &= \ln(\lambda_B) - \ln(1 + \nu\sigma_n/m_E) \\ \varepsilon_{trueD} &= \ln(\lambda_D) - \ln(1 + \nu\sigma_n/m_E) \end{aligned} \quad (53)$$

$$\lambda = (l_0 + \Delta l)/l_0 \quad (54)$$

$\sigma_n$  stellt hierbei die wahre Spannung da und  $\nu$  die Querkontraktion. Definiert ist die Bestimmung des r-Werts in der Norm ISO 10113:2020-01 [65]. Demnach erfolgt die Auswertung bei einer Dehnung von 20%. Falls dieser Wert als Gleichmaßdehnung nicht erreicht wird, soll der r-Wert zwischen 15% und 20% bestimmt werden.

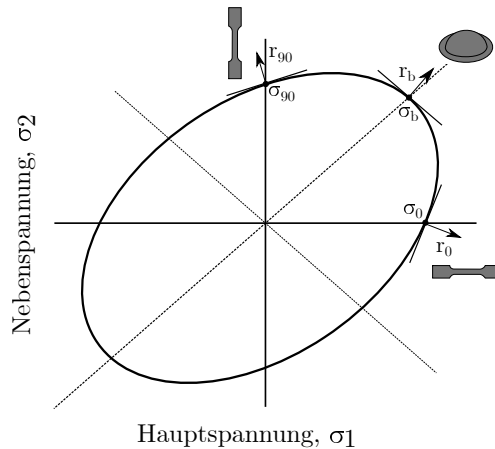


Bild 8: Mechanische Kennwerte aus Zugversuch und Tiefzugversuch im Fließort des ebenen Spannungsraums

Neben der Bestimmung der r-Werte mittels Zugversuch haben sich in den letzten Jahren auch andere Ansätze zur Ermittlung der Anisotropie-Koeffizienten etabliert. Hierzu zählt die Berechnung mittels Texturdaten. So verglich Lee mittels Textur ermittelte r-Werte als Funktion der Orientierung mit experimentell aus dem Zugversuch ermittelten Werten für ferritische Stähle [66]. Grundlage bildete die Orientierungsverteilungsfunktion und die daraus folgende Berechnung nach Bunge [67] basierend auf Grundlagen der Taylor Theorie [68]. Ebenfalls untersuchten Gerlach et al. die Möglichkeit, r-Werte über Texturdaten anstelle von Zugversuchsdaten zu bestimmen und somit die Entwicklung des r-Werts während der Umformung beschreiben zu können [69].

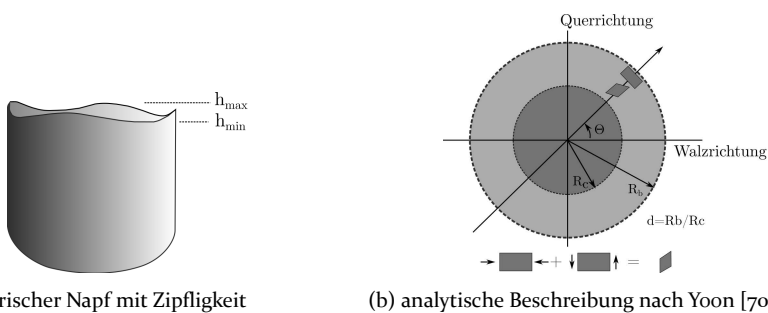
Unterschiedliche r-Werte in Abhängigkeit der Orientierung zur Walzrichtung sind maßgeblich für die Entstehung von Zipfligkeiten in Tiefzugprozessen verantwortlich. Die ebene Anisotropie als Maß der Zipfligkeit ist daher definiert als:

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2r_{45}}{2} \quad (55)$$

Zusätzlich beschreibt die mittlere senkrechte Anisotropie die Tiefzieheignung. Hohe Werte entsprechen einer guten Tiefziehfähigkeit.

$$r_m = \frac{r_0 + r_{90} + 2r_{45}}{4} \quad (56)$$

Yoon et al. [70] nutzten daher ein analytisches Modell zur Beschreibung der Zipfligkeit, um im Umkehrschluss die  $r$ -Werte auf Grundlage eines Tiefziehnapfs zu bestimmen. Dies basiert auf der Grundannahme, dass die Zipfelhöhe an einem bestimmten Punkt im Umfang geprägt ist, durch den um  $90^\circ$  verschobenen Anisotropie Koeffizienten (siehe Abbildung 9). Die generelle Funktionsweise nutzte Goesling zur Bestimmung der  $r$ -Werte für UHSLA Stähle und kombinierte diese mit Datensätzen aus einer Datenbank. Die besten Ergebnisse konnten hier allerdings dann erzielt werden, wenn  $r_0$ ,  $\sigma_0$ ,  $\sigma_{90}$  und die Napfhöhe bekannt waren [71].



(a) exemplarischer Napf mit Zipfligkeit

(b) analytische Beschreibung nach Yoon [70]

Bild 9: Zipfligkeit im Napfzug: Ursache bezogen auf den Formänderungszustand

Neben dieser analytischen Vorgehensweise besteht ebenfalls die Möglichkeit,  $r$ -Werte über inverse Verfahren zu bestimmen. So nutzten Cooreman et al. inverse Modellierung um elasto-plastische Materialparameter aus dem Kreuzzugversuch zu bestimmen [72]. Hierzu verwendeten sie einen Hill48 Fließort sowie das Swift Verfestigungsgesetz. Ebenso modellierten Güner et al. [73] im Jahre 2012 die Parameter des Fließorts  $\text{Yld}_{2000-2d}$  über inverse Methoden. Zur Bestimmung der  $r$ -Werte aus dem Schichtstauchversuch verwendeten Graser et al. im Jahre 2019 die Veränderung der Durchmesser in Längs- und Querrichtung zur Walzrichtung für ihre inverse Modellierung [74]. Inverse Modellierungen bergen jedoch das generelle Risiko, dass alle anderen Modellparameter sehr präzise bestimmt sein müssen, um korrekte Werte für die Zielfunktionen zu erhalten [75].

### 2.2.3 Dehnratensensitivität

Neben der Vorverformung ist die Fließspannung vor allem auch maßgeblich abhängig von Temperatur und Dehnrates also folglich der Umformgeschwindigkeit. Während die Temperatur für mögliche Rekristallisations- und Erholungsvorgänge und somit einer Reduzierung der Fließspannung verantwortlich ist, spielt die Dehnrates daher vor allem in Warmumformprozessen eine entscheidende Rolle [76]. In Kaltumformprozessen reduziert die Geschwindigkeit zumeist das Umformvermögen und geht einher mit einer verstärkten Neigung zu Sprödbrüchen sowie steigender Festigkeit [77]. Das Erreichen sehr hoher Umformgeschwindigkeiten, die ein Abführen der Dissipationswärme verhindern, kann zu einer Reduzierung der Festigkeit führen [78]. Jedoch sind auch in Kaltumformprozessen, wie sie für den Verpackungsstahlbereich relevant sind, Dehnrateseffekte zu erkennen, bei denen mit steigender Umformgeschwindigkeit auch die Festigkeit des Werkstoffs steigt [79]. Die sogenannte Dehnratesensitivität  $m$  kann durch Formel 57 beschrieben werden. Sie hat vor allem maßgeblichen Einfluss auf das Einschnürungsverhalten im Umformprozess, wie bereits 1977 in einer grundlegenden Arbeit von A.K. Gosh in Zugversuchen und Streckzügen beschrieben wurde [80]. Demnach hat der Verfestigungsexponent Einfluss auf das Verhalten im Zugversuch vor der Einschnürung, wohingegen eine geringe aber positive Dehnratesensitivität sich positiv stabilisierend auf das Verhalten nach der diffusen Einschnürung auswirkt.

$$m = \frac{\ln(\sigma_1/\sigma_2)}{\ln(\dot{\epsilon}_2/\dot{\epsilon}_1)} \quad (57)$$

Ebenfalls existiert ein Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Ausprägung und Ausbreitung von Lüders Bändern. Magd et al. [81] beobachteten eine proportionale Beziehung zwischen Lüders Band Geschwindigkeit und Dehnrates, da der Spannungsabbau nach Erreichen der oberen Streckgrenze bei hohen Dehnrates nicht abrupt, sondern gleichmäßig erfolgt und sich über einen größeren Dehnungsbereich erstreckt. Im Jahr 2003 schlugen Sun et al. [82] ein Modell vor, welches die Lüders Dehnung als Funktion der Dehnrates bezogen auf die Messlänge ausdrückt. Daher kann davon ausgegangen werden, dass eine geringere Dehnrates bei dehnratesensitiven Materialien zu einer geringeren Lüders Dehnung führt. Zugleich ist die Abbildung des dehnratesabhängigen Umformverhaltens in der Simulation vor allem für Hochgeschwindigkeitsumformprozesse unabdingbar. Das wohl verbreitetste Modell, welches ebenfalls in vielen Softwarelösungen wie LS-DYNA implementiert ist, wurde 1983 von Johnson und Cook vorgestellt [83]. Es beschreibt die Fließspannung reduziert um den Temperatureinfluss wie folgt:

$$\sigma = (A + B)(\epsilon^p)^n(1 + C \ln(\dot{\epsilon}^p/\dot{\epsilon}_0)) \quad (58)$$

Eine kritische Zusammenfassung unterschiedlicher Dehnraten- bzw. Temperaturmodelle finden sich in der Arbeit von Lian und Khan aus dem Jahr 1999 [84]. Es beschreibt ebenfalls den großen Nachteil des Johnson- und Cook Models, welches keine ausreichende Modellierung für Materialien zulässt, bei denen die Verfestigung mit steigender Dehnrates sinkt. Aufgrund seiner einfachen Anwendbarkeit findet es jedoch weite Verbreitung und wird so beispielsweise auch in der Arbeit von Yu et al. aus dem Jahre 2009 zur Modellierung des Dehnratenverhaltens eines DP600 verwendet [85]. Ebenso verbreitet ist das Modell nach Cowper-Symonds aus dem Jahre 1957 [86]. Dieses beschreibt die Dehnratenabhängigkeit wie folgt:

$$\sigma(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}) = \sigma(\varepsilon_p) \left(1 + \left[\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right]^{1/p}\right) \quad (59)$$

Dieses Modell ist in der gängigen Software wie beispielsweise in LS-DYNA implementiert. Für Verpackungsstahl untersuchte Linnemann et al. bereits das Dehnratenverhalten eines TS245 während Moldovan et al. das in LS-DYNA implementierte Cowper-Symonds Modell nutzten, um Limited Dome Height Experimente von Verpackungsstahl zu simulieren [79], [87]. Das dehnratenabhängige Verhalten von höherfesten Verpackungsstählen und die Dehnratensensitivität der Lüders Dehnung in Verpackungsstählen wurde jedoch bis zum jetzigen Zeitpunkt nicht untersucht.

#### 2.2.4 Umformvermögen

Die Umformungen von Blechen erfordert ein hohes Maß an Umformbarkeit des eingesetzten Werkstoffs, um Bauteile versagensfrei herstellen zu können. Die Charakterisierung des Umformvermögens ist daher essentiell, um Vorhersagen zur Machbarkeit treffen zu können. Hierbei kann unterschieden werden zwischen der Schädigungsmodellierung auf der einen Seite und der Vorhersage der Einschnürung auf der anderen Seite. Zu Ersteren zählen beispielsweise das Johnson-Cook Schädigungsmodell oder aber das Generalized Incremental Stress State Dependent Model (kurz: GISSMO) [88] welches in LS-DYNA implementiert ist und vor allem in der Crashesimulation Anwendung findet [89]. Im Folgenden soll aber näher auf die Vorhersage der Einschnürung in Blechumformprozessen eingegangen werden. Die experimentelle Vorhersage der Einschnürung mittels Grenzformänderungskurven wurde erstmals von Keeler [90] und Goodwin [91] in den 1960er Jahren vorgestellt. Es bietet mittels unterschiedlichen Prüfgeometrien die Möglichkeit, die Einschnürung in Abhängigkeit des Formänderungszustands in einem Formänderungsdiagramm wie in Abbildung 10 darzustellen.

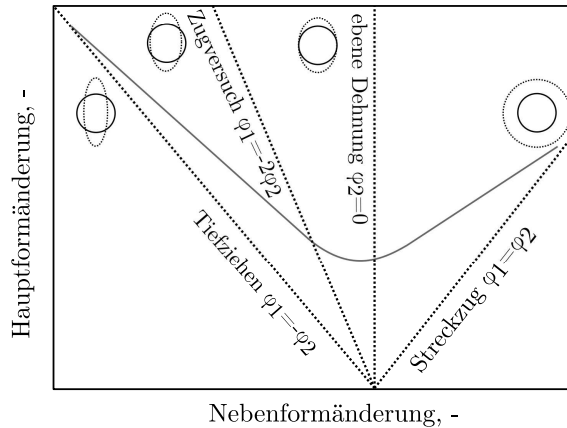


Bild 10: Grenzformänderungsdiagramm

Die Aufnahme von Grenzformänderungskurven ist in der Norm DIN EN ISO 12004-2 [92] für Werkstoffe in einer Dicke zwischen 0,3 und 4 mm mit mindestens fünf unterschiedlichen Geometrien beschrieben. Die Prüfung kann über Nakajima [93] oder Marciniak-Prüfung [94] erfolgen. Der Aufbau des Nakajima Versuchs ist in Abbildung 11 dargestellt. Neben dem in der Norm beschriebenen Schnittlinienverfahren haben sich über die Zeit zeitabhängige Verfahren von Volk [95] und Merklein [96] etabliert, die eine exakte Vorhersage der Einschnürung vor allem für höher-feste Werkstoffe ermöglichen soll. Eine Aufnahme in die Norm steht jedoch noch aus. Neben der experimentellen Formänderungsbestimmung haben sich über die Vergangenheit auch einige Verfahren zur Berechnung des Einschnürungsbeginns etabliert. So basieren beispielsweise die Ansätze von Swift [16] und Hill [97] auf der Einschnürungstheorie, um die Grenzformänderung vorherzusagen. Hill postulierte, dass für das Umformvermögen die Summe aus Neben- und Hauptumformgrad dem Verfestigungsexponenten entspricht. Andererseits existieren auch phänomenologische Ansätze, welche die Umformbarkeit anhand von Zugversuchsergebnissen vorhersagen. So stellten Keeler et al. 1977 einen der ersten phänomenologischen Ansätze vor, der nur den Verfestigungsexponenten und die Materialdicke verwendet [98]. Grundlegend war die Annahme, dass die Gleichmaßdehnung mit dem Verfestigungskoeffizienten übereinstimmt, wie ihn Hollomon in seinem Verfestigungsgesetz definierte. Auch Cayssials et al. entwickelten 1998 einen Ansatz, der den Verfestigungskoeffizienten, die Dehnratensensitivität und die Materialdicke berücksichtigt [99]. Eine detaillierte Beschreibung dieses Modells ist jedoch in der freien Literatur nicht verfügbar. Letztlich präsentierten Abspoel und Scholting 2013 ein Modell, welches Zugversuchsparameter mit Nakajima-Versuchen korreliert und dabei auch höherfeste Stähle berücksichtigt [100].

Die Einschnürungsvorhersage sowohl für die experimentelle als auch die theoretische Bestimmung setzt lineare Dehnpfade voraus und stellt somit eine starke Restriktion in der Anwendbarkeit dar.

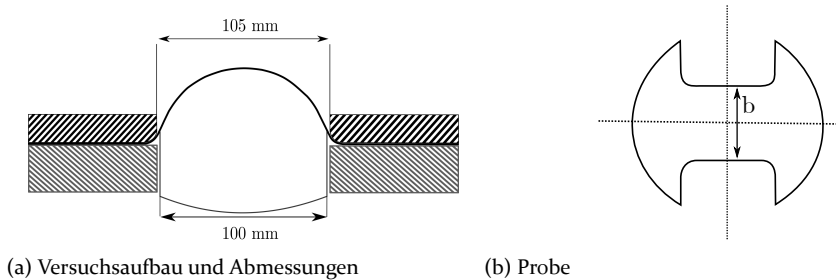


Bild 11: Aufnahme von Grenzformänderungskurven nach Nakajima gemäß DIN EN ISO 12004-2 [92]

Reale Umformprozesse sind zumeist geprägt von stark nichtlinearen Dehnpfaden und bringen somit Grenzformänderungskurven an ihre Grenzen. In der Vergangenheit wurden daher zusätzlich diverse Modelle entwickelt, die eine Vorhersage der Einschnürung auch unter Nicht-Linearität ermöglichen. Zum einen existieren empirische Modelle wie die erst kürzlich vorgestellten und weiterentwickelten Modelle von Werber [101] bzw. Drotleff [102] – bezeichnet als IFU-FLC – und das Modell von Volk et al. bekannt als Generalized Forming Limit Concept (GFLC) [103]. Hierneben setzten sich jedoch auch eine Vielzahl an theoretischen Ansätzen durch, welche die Einschnürung unter nicht lineare Dehnpfaden vorhersagen, wie beispielsweise eines der neuesten Modelle von Hu aus dem Jahre 2018 [104].

### 2.2.5 Validierung von Materialdaten

Nach Aufnahme der für die unterschiedlichen Modelle relevanten Parameter ist es essentiell, die kalibrierten Materialmodelle zu validieren und auf die Güte ihrer Aussagekraft zu überprüfen. Hierzu benötigt es Experimente, die sensitiv genug sind, die aufgenommenen Werte simulativ zu überprüfen, sich gleichzeitig aber nicht derselben Verformungspfade bedienen, die für die Charakterisierung verwendet wurden [4]. Ebenfalls sollen diese Experimente dem späteren Anwendungszustand des Materials ähneln und eine Auswahl geeigneter Materialmodelle zulassen [105]. Beier et. al [106] verwendeten beispielsweise Blechstreifen zur Verformung mit einem halbkugelförmigen Stempel und validierten hieran unterschiedliche Modellparameter. Verbreitet vor allem für die Validierung im Bereich zwischen Streckziehen und ebener Dehnung ist die Verformung einer geklemmten Vollrunde mit halbkugelför-

migen Stempel und signifikanten Reibungseinfluss, um komplexe Formänderungszustände zu erreichen. Dieser Versuch wird im Folgenden als Limited Dome Height (kurz: LDH) bezeichnet. Einen solchen Versuch zur Validierung verwendete Banabic [107] und stellte den Bedarf komplexer Fließortmodelle wie das verwendete BBC2005 im Vergleich zu quadratischen Fließortmodellen dar. Gleichzeitig zeigte sich bereits die Sensitivität des Fließexponenten dieser Modelle. Ähnliche Ergebnisse machten Moldovan et al. [87] in ihrer Arbeit zur Charakterisierung und Validierung von Hauben Ofen geglühten Verpackungsstählen, ebenso wie Knieps et al. im Jahre 2020, in der sie Limited Dome Height Experimente zur Validierung von Verpackungsstählen verwendeten. Zur Untersuchung von DP und TWIP Stählen und zur Validierung von Materialmodellen verwendete Kim et al. [108] ebenfalls LDH Versuche. Ein weiteres weit verbreitetes Validierungsexperiment stellt die Simulation von Kreuznäpfen dar. Aufgrund ihrer hohen Umformgrade und den auftretenden Druckspannungen im Kreuzbereich findet es vor allem in der Automobilindustrie Anwendung. Wisselink et al. verwendeten so beispielsweise den Kreuznapf zur Validierung unterschiedlicher Materialmodelle [109] ebenso wie Banabic in seiner Veröffentlichung 'Sheet metal forming processes' [107]. Lenzen und Merklein machen sich diesen Versuch zu Nutze, um die Optimierung des Fließexponenten im Yld2000-2d Fließortmodell mittels elliptischen Tiefungsversuchen zu validieren. Einen erst kürzlich veröffentlichten Ansatz schlagen Eder et al. vor, indem sie den sogenannte MUC-Test mittels einer Schmetterlingsgeometrie und unterschiedlich breiten Blechstreifen und Orientierungen zur Walzrichtung für die Validierung mit großen Differenzierungsmöglichkeiten verwenden [110].

## 2.3 **Verpackungsstahl**

### 2.3.1 **Herstellungsverfahren und Zusammensetzung**

Als Einsatzmaterial für den Produktionsprozess von Weißblech dient Warmband. Dieses wird erzeugt, indem nach dem Hochofenprozess und der Stahlherzeugung der flüssige Stahl in Brammen stranggegossen wird. Anschließend werden die Brammen in Öfen wieder erwärmt und über mehrere Walzgerüste bei hoher Temperatur zu Band in Dicken zwischen 1,5 mm und 3,8 mm gewalzt.

Zur Verpackungsstahlherstellung muss das durch den Warmprozess verzündete Material zunächst durch Beizen von diesem befreit werden. Um einen kontinuierlichen Produktionsfluss zu gewährleisten, wird das Band im Einlauf aneinander geschweißt. Das somit erzeugte Endlosband läuft anschließend durch Schwefelsäure tanks. Zum Abschluss erfolgt eine Abspülung der Säure und Einölung zum Korrosionsschutz. Die wieder aufgewickelten Bänder wer-

den anschließend auf einer Tandemstraße kalt gewalzt. Dies erfolgt auf einer Walzstraße, in denen entweder fünf oder sechs hintereinander angeordnete Quatro-Walzgerüste zur Verfügung stehen. Um die hohen Dickenreduzierungen und Geschwindigkeiten aufgrund der Bandlänge zu ermöglichen, werden die Gerüste permanent mit Wasser und Walzöl geschmiert. Nach dem Kaltwalzen ist das Material aufgrund der Umformung stark verfestigt. Um die nötigen Eigenschaften einzustellen und das Material wieder zu rekristallisieren, wird das Material gegläht. Vorher muss jedoch in Entfettungsanlagen das im Walzprozess aufgetragene Öl entfernt werden [111]. In Abb. 12 findet sich eine Übersicht über den Produktionsprozess, wie er bei thyssenkrupp Rasselstein abläuft.

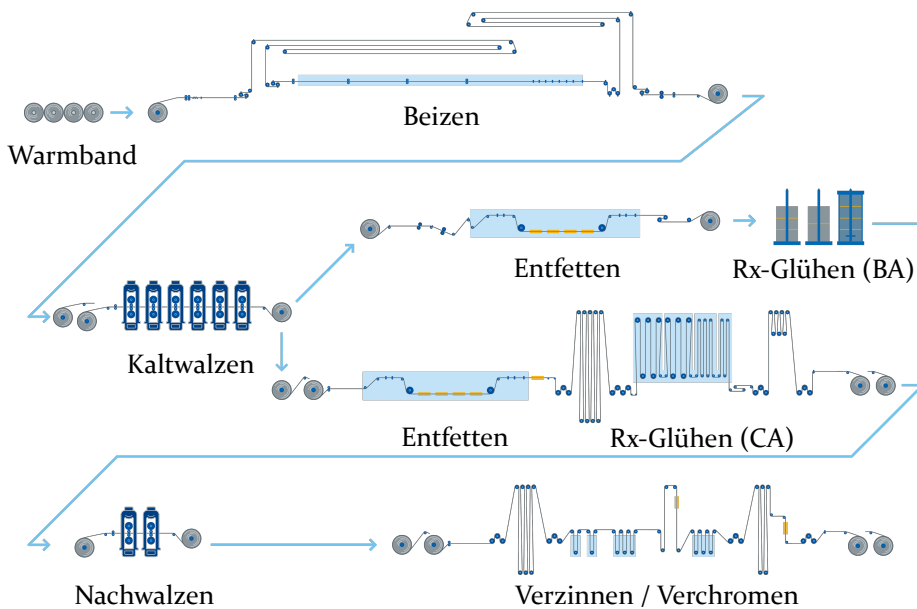


Bild 12: Herstellungsrute für verzinsten oder verchromten Verpackungsstahl, ausgehend vom Warmband [111]

Zum Glühen des Materials stehen zwei verschiedene Prozessoptionen zur Verfügung. Das Material kann entweder in Hauben Öfen (Batch Annealing, BA) über mehrere Tage bei Temperaturen zwischen 600 °C und 700 °C gegläht werden. Hierbei stehen mehrere Coils übereinander unter einer Heizhaube mit Schutzgas. Durchlauföfen (Continuous Annealing, CA) bieten hingegen eine schnellere Prozessführung. Hier wird das Band zu einem Endlosband zusammengeschweißt und anschließend unter Schutzgas durch eine Glühofenanlage mit 670 °C bis 750 °C geführt. Die Entfettungsanlage ist dem Prozess direkt vorgeschaltet. CA Material weist bei gleicher Stahlanalyse

eine höhere Härte auf als BA Material sowie eine kleinere Korngröße. Ebenfalls schafft das durchlaufgeglühte Band eine höhere Homogenität über die Breite und Länge des Bandes. Letztlich liegt die Prozesszeit mit unter zwei Minuten auch deutlich unter der des Hauben geglühten Materials. Aufgrund der kurzen Prozessfenster werden jedoch nicht alle interstitiell gelösten Elemente abgebunden, wodurch es zu Alterungseffekten kommt. Im Anschluss wird das Material an Quattrogerüsten nochmals dressiert bzw. nachgewalzt. Dies dient dazu, um zum einen die gewünschten mechanischen Eigenschaften (Erhöhung der Festigkeit), aber zum anderen auch um die gewünschte Oberfläche einzustellen. Das Dressieren erfolgt trocken ohne Schmierung. Ebenfalls kann hier das Material aber auch nochmals mittels Schmierung um bis zu 43% (mindestens 5%) reduziert werden, um hohe Festigkeiten zu erzielen. Man spricht dann von "Double reduced, DR". Das Material kann unbeschichtet abgetafelt oder direkt auf Coils verarbeitet werden. Vornehmlich wird jedoch das entstandene Feinstblech elektrolytisch verzinkt oder spezial verchromt. Für die Verarbeitung beim Kunden muss das Material zumeist lackiert oder foliert werden. Dies geschieht im Anschluss an den Herstellungsprozess oder beim verarbeitenden Kunden.

### 2.3.2 Verhalten im Zugversuch

Durch niedrige Legierungsinhalte in Kombination mit den kontinuierlichen Gühverfahren weisen Verpackungsstähle ein teils sehr spezielles Verhalten im Zugversuch auf. Dies resultiert aus der nicht vollständigen Abbindung von interstitiell gelöstem Kohlen- und Stickstoff. Diese blockieren zu Beginn der Umformung die im Material eingebrachten Versetzungen. Erst bei Erreichung der sogenannten oberen Streckgrenze fangen Bereiche an sich plastisch zu verformen und die Spannung sinkt zunächst. Erreicht die durch die Umformung in diesem Bereich eingebrachte Verfestigung allerdings die obere Streckgrenze, beginnen zunächst sich andere Bereiche weiter plastisch zu verformen. Das Verhalten des Fließspannungsabfalls wurde durch Hall et al. ausführlich beschrieben [112]. Das Phänomen der Lüders Bänder, die als Verformungsbänder durch die Probe wandernden Verformungen beschreiben, geht auf ihren Entdecker W. Lüders [113] zurück. Sind die Lüders Bänder über die gesamte Probe gewandert, verformt sich das Material homogen weiter bis zur Gleichmaßdehnung, an der die Probe aufgrund stärkerer geometrischer Entfestigung im Vergleich zur physikalischen Verfestigung einzuschnüren beginnt. Durch die starke Kaltverfestigung im Zuge hoher Nachwalzgrade zur Erreichung hoher Festigkeiten zeigen diese Werkstoffe jedoch zumeist kein großes Verfestigungspotential mehr. Daher überwiegt die geometrische Entfestigung sehr schnell der physikalischen Verfestigung und das Material beginnt einzuschnüren, bevor ein homogener Spannungszustand erreicht

werden konnte. Die Besonderheit einiger Verpackungsstähle, die im Zugversuch bereits einschnüren bevor sich die Verformung über die gesamte Probe erstreckt, beschrieben Spisak et al. bereits 2016 [114].

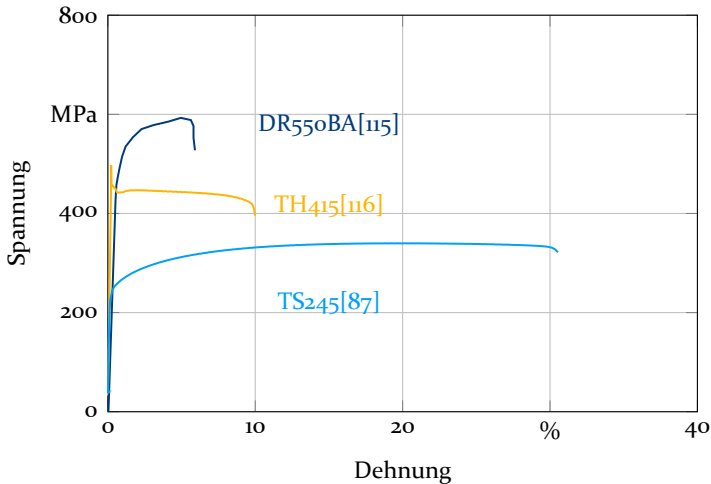


Bild 13: Formänderungsverlauf im Zugversuch und die jeweils resultierende Gesamtdehnung über die Probenmesslänge

Dieses Verhalten soll im Folgenden als ‘nicht Ausfließen’ bezeichnet werden und bringt Probleme in der Charakterisierung von Verpackungsstählen für die FE-Simulation mit sich. Das Auftreten von Lüders Bändern wird durch das Dressieren bzw. Nachwalzen reduziert, jedoch führt die Lackierung vor der Anwendung zu Alterungserscheinungen, die das Phänomen wieder verstärken. Dies wird als sogenannte ‘Lackalterung’ bezeichnet und gilt es, bei der Charakterisierung zu beachten. Sehr hohe Nachwalzgrade führen zu einer Elimination dieses Phänomens, jedoch ist die eingebrachte Kaltverfestigung dann so stark, dass das Material im Zugversuch bereits aufgrund des geringen Verfestigungspotentials, welches stabilisierend wirkt, versagt. Ebenso sind solche Stähle auch empfindlicher in Bezug auf Kantenrisse. In Abbildung 13 ist das unterschiedliche Verhalten von Verpackungsstählen im Zugversuch skizziert. TS245 zeigt einen Hauben Ofen geglühten Stahl, der ein homogenes Formänderungsverhalten mit stetiger Verfestigung bis zur Erreichung der Einschnürung aufweist [87]. TH415 zeigt einen durchlaufgeglühten Stahl, der durch die Lackalterung starke Lüders Bänder aufweist und bereits vor dem Erreichen eines homogenen Formänderungszustands einschnürt [116]. DR550BA zeigt das Verhalten eines sehr stark nachgewalzten Stahls, der bereits bei sehr geringer Dehnung versagt [115].

### 2.3.3 Charakterisierung für die FE-Simulation

In der Vergangenheit konzentrierten sich Simulationen im Verpackungsstahlbereich zumeist auf die Analyse und Optimierung der zugrundeliegenden Umformprozesse. So simulierten beispielsweise Nam und Han [117] im Jahr 2000 den Abstreckprozess von D&I-Dosen (Drawn and Ironing) unter Verwendung des Swift Verfestigungsgesetzes, gemessen mit Standard-Zugversuchen. Ebenso entwickelten Pepelnjak und Barisic [116] 2007 eine Methode zur Beseitigung von Lüders Bändern in Aerosoldosendeckeln mittels simulativer Auslegung. Die Materialcharakterisierung basierte auf Standard-Zugversuchen mit optischen Messsystemen. Aufgrund der relativ geringen maximalen Dehnung waren Schwierigkeiten bei der Bestimmung mechanischer Parameter wie der  $r$ -Werte bereits offensichtlich. Daher parametrisierte Pepelnjak die Simulation mit einer isotropen Fließfunktion. Im Jahr 2005 simulierten Barisic et al. [118] ebenfalls den Tiefziehprozess von Aerosoldosendeckeln unter Verwendung des Hollomon-Ludwik Verfestigungsgesetz und der Hill48-Fließfunktion, die ebenfalls nur durch Standard-Zugversuche parametrisiert wurden. Moreira [119] simulierte 2007 das Verhalten von Weißblech in der Umformung mit der quadratischen Fließfunktion von Ferron und Hill und erzielte gute Ergebnisse mit der einfachen Annahme einer isotropen Verfestigung nach Swift-Krupkowksi. Die Materialparameter wurden ebenfalls mittels Standard-Zugversuchen parametrisiert. Zur Analyse der Wandausdünnung während des Tiefziehens von zweiteiligen Dosen verwendeten Horta et al. [120] im Jahr 2017 Standardzugversuche, das Verfestigungsgesetz nach Swift und den Fließort nach Hill48 zur Beschreibung des Materialverhaltens. 2018 simulierten Slota et al. [121] die Umformgrenzen beim Napfziehen und Expandieren für den Verpackungsstahl TH330. Um das Materialverhalten zu erfassen, extrapolierten sie die in einem Tiefungsversuch erhaltenen Spannungs-Dehnungs-Kurven unter Verwendung des Krupkowski Verfestigungsgesetzes. Außerdem verwendeten sie das Hill48-Fließortmodell, welches durch quasi-statische Zugversuche parametrisiert wurde. Es gibt nur wenige Veröffentlichungen, die sich mit Charakterisierungsmethoden von Verpackungsstahl befassen. Illera et al. [122] schlugen 2014 einen Ansatz zur Bestimmung von Materialparametern mittels einer Kombination aus Finite-Elemente-Methoden und Data-Mining-Techniken vor. Darin verwendeten sie simulierte Daten von Härte- und Rückfederungsprüfungen, um die Streckgrenze und die plastische Verfestigung mit Regressionsmodellen vorherzusagen. In dieser Arbeit wurden neben hoch festen Verpackungsstählen auch konventionelle Verpackungsstähle betrachtet, allerdings nur in Bezug auf Streckgrenze und Zugfestigkeit. Die genaue Bestimmung einer Fließkurve war nicht Teil dieser Veröffentlichung. In der Folge verglichen Fernández-Martínez et al. [123] das oben genannte Konzept mit einer direkten Regression

der Streckgrenze aus experimentellen Härte- und Rückfederungsdaten und stellten eine höhere Genauigkeit des letzteren Ansatzes fest. Um den Einfluss der Dehnungsgeschwindigkeit auf die Fließkurve bei der Charakterisierung von Verpackungsstahl zu überprüfen, verwendeten Linnemann et al. [79] im Jahr 2016 quasistatische (0,0003 1/s) und Hochgeschwindigkeits-Zugversuche (250 1/s). Die Analyse untersuchte jedoch nur den homogen verfestigenden Werkstoff TS245. Moldovan [87] konzentrierte sich zunächst auf die Charakterisierung des Verpackungsstahls TS290 mittels Übertragung der im Automobilbereich gängigen Charakterisierungsmethoden. Diese Analyse zeigte, dass mit zunehmender Komplexität des Fließortmodells eine genauere Simulation in „Limited Dome Height“ Validierungsversuchen des charakterisierten Materials möglich ist. Für die Extrapolation der Fließkurve implementierte Moldovan eine Kombination der gängigen Methoden von Voce [17] und Swift [16] und kalibrierte diese Methode anhand von Zugversuchs- und hydraulischen Tiefungsversuchsdaten. Beier et al. [18] schlugen diese Methode ursprünglich vor, um eine genaue Vorhersage der Fließspannung bei hohen Dehnungen zu erhalten. Der untersuchte Werkstoff TS290 weist jedoch im Vergleich zu höher festen Verpackungsstählen aufgrund seiner geringeren Festigkeit eine hohe Dehnung im Zugversuch und keine Alterungseffekte auf. Zusammenfassend beschäftigten sich die vorgestellten Ansätze entweder mit der Simulation von vergleichsweise niedrigfesten Verpackungsstählen mit hoher Dehnung oder verwendeten nur einfache Ansätze zur Beschreibung des plastischen Verhaltens innerhalb der Prozesssimulation. Die Charakterisierung von höher festen Verpackungsstählen oder die Verwendung von komplexen anisotropen Modellen und damit die spezifischen Anforderungen an die Charakterisierung, die sich aus der geringen Dehnung unter Zugbelastung und dem Auftreten von Lüders Bändern ergeben, wurden bisher nicht untersucht.

## 2.4 **Bewertung des Stands der Technik**

Die bisher unzureichenden Untersuchungen im Bereich der Materialcharakterisierung, insbesondere zur Verwendung von Materialmodellen in FE-Simulationen, ermöglichen Stand jetzt für Verpackungsstähle keine Parametrisierung komplex anisotroper plastischer Materialmodelle wie beispielsweise das Fließortmodell Yld2000-2d und die präzise Formulierung einer Fließkurve bis hin zu hohen Umformgraden. Dies gilt insbesondere für höher feste Verpackungsstahlkonzepte, die in den letzten Jahren stetig weiterentwickelt wurden und die für eine computergestützte Prozessauslegung insbesondere aufgrund von Dickenreduzierungsbestrebungen in besonderem Maße relevant sind. Die in der Literatur verwendeten Methoden stoßen entweder an ihre Grenze der Anwendbarkeit aufgrund spezieller Verhaltens-

eigenschaften von Verpackungsstählen oder wurden gänzlich bisher nicht für die Verwendung von Verpackungsstählen untersucht. So ist die Verwendung genormter Zugversuche zur Ermittlung der Fließkurve bis zur Gleichmaßdehnung und die Aufnahme von  $r$ -Werten zur Modellierung des plastischen Fließsorts aufgrund der sehr geringen Messbereichsdehnung und dem Auftreten von Alterungseffekten teilweise nicht möglich. Dies wurde auch bereits durch Pepelnjak und Barisic [116] im Jahre 2007 sowie durch Knieps et al. [P1] im Jahre 2020 beschrieben. Auch Spisak et al. [124] stellten die Schwierigkeit, plastische Materialkennwerte für Verpackungsstähle mittels Zugversuch zu ermitteln, heraus. Alternative Verfahren, wie die im Stand der Technik beschriebene inverse  $r$ -Wert Ermittlung aus Schichtstauchversuchen oder aber Torsionsversuche zur Beschreibung der Fließkurve, erscheinen aufgrund der sehr geringen Blechdicke nicht für Verpackungsstähle geeignet. Eine an die Anforderungen des Verpackungsstahls angepasste Charakterisierungsmethodik existiert bisher nicht in der Literatur. Gleichzeitig wurden im Speziellen die auftretenden Formänderungszustände und Lastpfade für Verpackungsstahlumformoperationen nicht untersucht. Für eine effiziente, an den Anforderungen der Anwendung orientierte Materialmodellierung, ist die Kenntnis dieser essentiell, auch um hieraus praxisnahe Laborexperimente zur Validierung von Materialdaten ableiten zu können.



### 3 Zielsetzung und Methodik

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise, um für unterschiedliche Verpackungsstähle eine präzise Materialbeschreibung der plastischen Eigenschaften mit möglichst geringem Versuchsaufwand zu ermöglichen und diese in einer Validierungsprozedur hinsichtlich ihrer Güte zu überprüfen. Die Arbeit verfolgt somit das Ziel, die im Stand der Technik bestehenden Lücken zur Beschreibung der Fließkurve und die Ermittlung von  $r$ -Werten für Verpackungsstähle mit geringen Umformgraden im Zugversuch zu schließen. Dies beinhaltet ebenfalls die Bewertung unterschiedlicher, in der Literatur etablierter Materialmodelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens hinsichtlich ihrer Abbildungsgenauigkeit. Die zielführende Vorgehensweise ist in Abbildung 14 dargestellt.

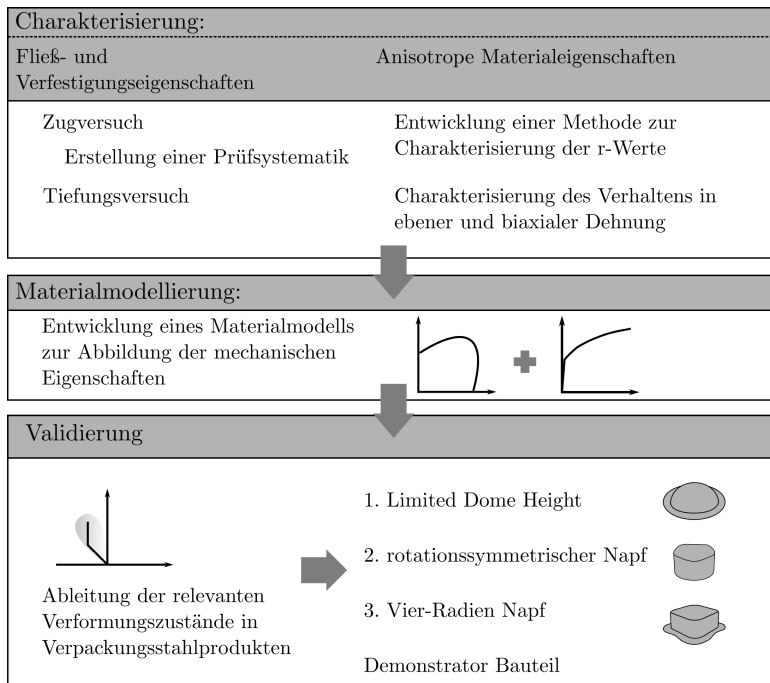


Bild 14: Vorgehensweise

Zur Erreichung der beschriebenen Ziele dient als Grundlage die Erarbeitung einer Systematik, um die relevanten mechanischen Eigenschaften von Verpackungsstählen zu ermitteln. Insbesondere steht hier die Optimierung der verwendeten Zugversuchsparameter im Mittelpunkt, um die Fließ- und Ver-

festigungseigenschaften im einachsigen Zustand über einen hohen Umformgradbereich präzise darstellen zu können. Die Optimierung erfolgt über die Variation unterschiedlicher Geometrien und Fertigungsverfahren, sowie der Auswertung in der Einschnürzone. Die Ermittlung von dehnratenabhängigen Festigkeitsverhalten dient ebenfalls zur Schließung der Lücke im Stand der Technik, in der dehnratenabhängige Werte bisher nicht für höher feste Verpackungsstähle ermittelt wurden. Gleichzeitig wird das Verfestigungsverhalten von Verpackungsstählen im biaxialen Tiefungsversuch beschrieben. Zur Ermittlung der anisotropen Werkstoffeigenschaften von Verpackungsstählen wird eine Methode erarbeitet, die eine  $r$ -Wert Bestimmung an Verpackungsstählen zulässt. Die Erreichung dieses Ziels führt über die Erprobung lokaler Zugversuchsauswertungen, aber auch der Ermittlung der  $r$ -Werte aus Napfzügen über analytische Verfahren und die Entwicklung eines invers numerischen Ansatzes. Hiermit wird die im Stand der Technik dargestellte Lücke zur Bestimmung von  $r$ -Werten an Verpackungsstählen geschlossen. Ergänzend verfolgt die Arbeit das Ziel, das Materialverhalten von Verpackungsstählen im Bereich zwischen ebener und biaxialer Dehnung zu beschreiben und die hierzu benötigte Prüfsystematik darzulegen. Dies ermöglicht die erweiterte Beschreibung des Materialverhaltens von höher festen Verpackungsstählen, welche im Stand der Technik lediglich auf die Ermittlung von isotropen Materialeigenschaften beschränkt ist. Darauf aufbauend folgt die Implementierung der durch die erarbeitete Systematik ermittelten Kennwerte in einem anisotropen Materialmodell. Zur Überprüfung der erzielten Genauigkeit steht im letzten Teil die Validierung der erarbeiteten Methoden an. Hierzu werden zunächst die relevanten Lastzustände von Verpackungsstahlprodukten aufgezeichnet und repräsentative Validierungsexperimente abgeleitet. Die erzielte Güte der Materialmodellierung wird anhand einer eingeführten Systematik quantifizierbar bewertet und der Modellierung nach dem Stand der Technik gegenübergestellt. In Ergänzung erfolgt die Validierung ebenfalls anhand eines realen Bauteils, dem Aerosolboden.

## 4 Untersuchte Werkstoffe und verwendete Anlagen

### 4.1 Werkstoffe

Als Grundlage für die folgenden Untersuchungen und Erprobung unterschiedlicher Methoden dienen drei verschiedene niedrig legierte Verpackungsstähle, wie sie in Tabelle 3 aufgeführt sind. Alle drei Stähle zeichnen sich durch einen ähnlichen Kohlenstoffgehalt zwischen 0,03 und 0,05 wt. % und durch ein ferritisches Gefüge aus. Sie spiegeln das mechanische Verhalten unterschiedlicher Gruppen von Verpackungsstählen wieder, welches Einfluss auf die Charakterisierung hat. Der Werkstoff TS245 zeichnet sich durch eine Streckgrenze von ca. 250 MPa aus und wurde im Haubenofen geglüht. Durch die lange Glühzeit wurden nahezu alle interstitiell gelösten Atome abgebunden und es kommt zu keinen Alterungserscheinungen in nachgelagerten Prozessen. Ebenfalls zeichnet sich dieser Werkstoff durch ein hohes Maß an Dehnung und stetiger Verfestigung aus. Der Werkstoff TH415 mit einer Streckgrenze von ca. 415 MPa wurde im Durchlaufofen geglüht und zeigt daher starke Alterungserscheinungen insbesondere durch den Wärmeeintrag während der Lackierung vor dem Verpackungsstahlumformprozess. Dies führt zu einer starken Ausprägung von Lüders Bändern und teilweise zur Einschnürung im Zugversuch vor Erreichen eines homogenen Formänderungszustands. Der Werkstoff TH620 wurde im Durchlaufofen geglüht, jedoch zur Erreichung der hohen Streckgrenze von 620 MPa in einem zweiten Kaltwalzprozess nochmals stark nachgewalzt und somit eine hohe Kaltverfestigung eingebracht. Dies sorgt durch das Einbringen eines hohen Maßes an Versetzungen zwar dafür, dass keine Alterungserscheinungen mehr auftreten, jedoch versagt der Werkstoff im Zugversuch bereits bei sehr geringen Dehnungen. Dies führt zu geringen Verfestigungseigenschaften aufgrund der bereits vorher eingebrachten starken Vorverfestigung und somit dem schnellen Überwiegen von geometrischer Entfestigung im Vergleich zur physikalischen Verfestigung gemäß dem Considere Kriterium [125] und daher einem frühzeitigen Versagen dieser Werkstoffgruppe. Die Blechdicke der Werkstoffe spannt einen Bereich zwischen 0,17 mm und 0,28 mm auf und siedelt sich daher im typischen Anwendungsbereich von Feinstblechprodukten an. Die Norm DIN EN 10202:2001 [126] und die in Entwurf überarbeitete Version DIN EN 10202:2021 [127] beschreibt kaltgewalzte Verpackungsblecherzeugnisse in einem Bereich zwischen 0,13 mm und 0,49 mm. Die bereits in Kapitel 3 ange deuteten Zipfelercheinungen und die angestrebte Erklärung auf Grundlage von umfangreichen Texturuntersuchungen erfolgen an den in Tabelle 4 aufge-

Tabelle 3: Übersicht der untersuchten Werkstoffe zur Erprobung der vorgestellten Charakterisierungssystematik

Temper	Stahlmarke	Dicke mm	DG %	Strg. MPa	Bemerkung
TS245	05AM	0,25	1	250	Referenz
TH415	05AL3	0,28	5	415	starke Alterung
TH620	05AM	0,17	22	620	hoher Dressiergrad

listeten Werkstoffen. Sie repräsentieren die drei unterschiedlichen Arten von Zipfeln in Verpackungstahlanwendungen mit jeweils zwei Werkstoffen. Auf die genaue Beschreibung der unterschiedlichen Zipfelphänomene 4er SR, 6er SR und 4er DR wird in Abschnitt 6.1 eingegangen. Das Auftreten von unterschiedlichen Zipfeln bzw. Walztexturen ist neben dem Kohlenstoffgehalt in Kombination maßgeblich vom Gesamtkaltwalzgrad bzw. dem Glühzyklus gemäß Raabe et al. [20] abhängig. Der Gesamtkaltwalzgrad ist daher ebenfalls in Tabelle 4 aufgeführt. Eine detaillierte Beschreibung erfolgt in Abschnitt 6.1.

Tabelle 4: Übersicht der untersuchten Werkstoffe zur Zipfel und Textur Untersuchung

Bezeichnung	Temper	Stahlmarke	Dicke mm	KWG %	Strg. MPa	Zipfel
WS1	TS245	07AY1	0,35	86,79	245	4er SR
WS2	TH415	05AM	0,49	83,60	415	4er SR
WS3	TS245	01AB2	0,21	92,46	245	6er
WS4	TS245	05AM	0,25	90,00	245	6er
WS5	TH620	05AM	0,17	92,44	620	4er DR
WS6	SF700	09ANV	0,24	88,00	700	4er DR

Zur Entwicklung alternativer Verfahren zur Bestimmung des r-Werts aus dem Napfzugs werden die in Tabelle 5 aufgelisteten Werkstoffe verwendet. Für diese Werkstoffe ist eine herkömmliche r-Wert Bestimmung möglich, sodass ein Abgleich der neu entwickelten Methoden im Vergleich zur Standardbestimmung aus dem Zugversuch realisiert werden kann. Alle in den Tabellen aufgeführten durchlaufgeglühten Werkstoffe werden im gealterten Zustand (20 Minuten bei 200 °C) geprüft, um das Umformverhalten nach dem Lackierprozess abbilden zu können.

Tabelle 5: Übersicht der untersuchten Werkstoffe zur inversen r-Wert Ermittlung

Temper	Stahlm.	Dicke mm	DG %	Strg. MPa
TS245	05AM	0,25	1	245
TS275	05AM	0,20	0,8	275
TH415	05AL3	0,28	5	415
SF700	09ANV	0,24	13	700

## 4.2 Variation von Zugversuchsparametern

Der Zugversuch stellt den gängigsten Versuch zur Aufnahme von Fließkurven sowie zur Ermittlung anisotroper plastischer Koeffizienten wie r-Werte dar. Neben der einfachen Auswertbarkeit der Fließspannung aufgrund des uniaxialen Spannungszustands bringt der Versuch jedoch einige Parameter mit sich, die das Ergebnis signifikant beeinflussen. Standardisiert ist der Versuch daher in der DIN EN ISO 6892-1 [28]. Für die Charakterisierung von Materialmodellen in der FE-Simulation besteht jedoch das Ziel, charakteristische Kennwerte so präzise wie möglich und umfangreich überprüfen zu können. Neben der exakten Bestimmung der Festigkeitskennwerte bedeutet dies ein möglichst hohes Maß an Dehnung, um Modelle wie die in Abschnitt 2.1.4 beschriebenen Verfestigungsgesetze mit einer hohen experimentellen Datengrundlage parametrisieren, aber auch r-Werte zu hohen Umformgraden ermitteln zu können. In Abschnitt 2.3.2 wurde das hierfür problematische Verhalten von höher festen Verpackungsstählen bereits thematisiert. Ziel dieser Arbeit ist daher, Parameter der Zugversuchsprüfung zu optimieren und eine hohe Dehnung im Zugversuch bei gleichzeitig präzisen Festigkeitskennwerten zu erhalten. Um den Einfluss auf die resultierende Spannungs-Dehnungskurve zu untersuchen, werden die folgenden Versuchsparameter untersucht:

- Probengeometrie:
  - A20
  - A50
  - A80
- Prüfgeschwindigkeit:
  - $4 \cdot 10^{-4}$  1/s
  - $4 \cdot 10^{-4}$  1/s
  - $4 \cdot 10^{-3}$  1/s
  - $4 \cdot 10^{-2}$  1/s
  - $4 \cdot 10^{-1}$  1/s

- $4 \cdot 10^{-0}$  1/s
- $4 \cdot 10^1$  1/s
- Probenherstellungsverfahren:
  - Feinschneiden
  - Fräsen
  - Erodieren

Alle Versuche werden mittels optischer Dehnungsmessung des Systems ARAMIS 12M der Fa. GOM durchgeführt, um eine präzise Dehnungsaufnahme auch lokal aufgelöst zu ermöglichen. Auf den Einfluss des Dehnungsmesssystems im Vergleich der optischen Dehnungsmessung zur herkömmlichen Extensometermessung, insbesondere auf den Einfluss der r-Wert Ermittlung, wird gesondert in Abschnitt 6.2.1 eingegangen. Als Referenz zur Variation der einzelnen Parameter werden die Parameter A50 Probe, gefräster Zustand und eine Geschwindigkeit von  $4 \cdot 10^{-3}$  1/s gewählt. Die Versuche werden bis auf die Hochgeschwindigkeitsversuche mit einer Geschwindigkeit von  $4 \cdot 10^{-1}$  1/s,  $4 \cdot 10^{-0}$  1/s,  $4 \cdot 10^1$  1/s an einer Zwick Roell 1478 Maschine getestet. Hier werden die Proben mittels pneumatischen Drucksystem eingespannt, um eine Erhöhung der Klemmkraft mit fortlaufender Prüfdauer auszuschließen. Die Versuchsmatrizen sind in Tabelle 6 dargestellt. Die Hochgeschwindigkeitsversuche werden mittels abweichender Prüfgeometrien gefahren, um eine alternative Kraftmessung mit DMS-Streifen zu ermöglichen. Hierauf wird in Abschnitt 4.2.3 eingegangen.

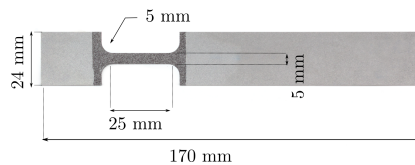
Tabelle 6: Versuchsmatrix zur Variation unterschiedlicher Parameter der Zugversuche

	0,004 1/s			gefräst						
	A20	A50	A80	A20	4e-4	4e-3	4e-2	4e-1	4e-0	4e1
Erodieren	-		-	A20	-	-	-			
Fräsen				A50				-	-	-
Feinschneiden	-		-	A80	-	-	-	-	-	-

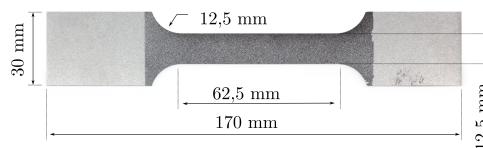
### 4.2.1 Probengeometrie

Zur Spezifikation von Weißblechprodukten definiert die Norm DIN ISO 10202 [127] die Zugversuchsdurchführung zur mechanischen Prüfung der Erzeugnisse. Zur Auswahl geeigneter Zugversuchsgeometrien wird auf die Norm DIN EN ISO 6892-1 verwiesen [28] und im speziellen auf den Anhang zur detaillierten Beschreibung dünner Erzeugnisse zwischen 0,1 mm und 3 mm. Dort wird zur Durchführung die Verwendung von Proben Geometrien mit Anfangsmesslänge von 50 mm und einer Breite von 12,5 mm, sowie eine

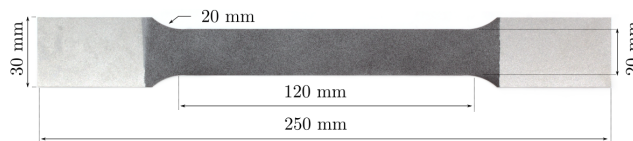
Geometrie von 80 mm Messlänge und einer Breite von 20 mm empfohlen. Die parallelen Längen von mindestens 57 mm bzw. 90 mm sind ebenfalls aufgeführt. Diese Geometrien werden nach ihrer Messlänge als A50 und A80 Proben bezeichnet. Die für die folgenden Untersuchungen verwendeten Geometrien sind in Abbildung 15 im bereits berasterten Zustand mittels stochastischem Muster für die optische Dehnungsmessung dargestellt.



(a) A20



(b) A50



(c) A80

Bild 15: Untersuchte Zugversuchsprobengeometrien zur Bewertung des Einflusses auf die erreichte Dehnung und Festigkeit im Zugversuch

Gleichzeitig weist die Norm hier bereits auch auf die mögliche Gefahr einer Verfestigung bei Herstellung der Proben durch Feinschneiden hin. Die Norm ist jedoch nur für die Spezifikation von Liefererzeugnissen und daher nicht für die Charakterisierung von Materialdaten der FE-Simulation relevant. Hier kommt es anstelle der normgerechten Prüfung vielmehr darauf an, möglichst präzise und umfangreiche Ergebnisse zu erhalten. Konkret bedeutet dies für die Aufnahme von Fließkurven und  $r$ -Werten aus dem Zugversuch ein möglichst hohes Maß an Dehnung vor und nach der Einschnürung. Um lokale Eigenschaften von Feinblechen besser charakterisieren zu können, standar-

disierten Merklein und Hoffmann die Durchführung von miniaturisierten Proben [33]. Für Feinstbleche ist der Einsatz miniaturisierten Proben jedoch noch nicht erprobt und wird daher im Rahmen dieser Arbeit hinsichtlich einem Zugewinn an Dehnung aus dem Zugversuch für Verpackungsstahl überprüft. Die hierzu verwendete Probengeometrie ist in Abbildung 15 (a) – mit einer Messlänge von 20 mm als A20 bezeichnet – dargestellt. Der verlängerte Probenkopf dient lediglich der Möglichkeit, mit einem optischen Dehnungsmesssystem ohne Behinderung durch die Spannbacken auf die Probe zu schauen. Zur Variation der Geometrie werden daher die drei in Abbildung 15 aufgelisteten Geometrien an den Werkstoffen aus Tabelle 3 getestet. Hierzu werden alle Proben im gefrästen Zustand und einer konstanten Geschwindigkeit von 0,004 1/s mittels optischer Dehnungsmessung an einer Zwick-Roell Zugprüfmaschine 1478 geprüft.

#### **4.2.2 Probenherstellungsverfahren**

Das Herstellungsverfahren kann insbesondere auf die erreichte Bruchdehnung aber auch auf Spannungsparameter einen erheblichen Einfluss haben. Zu vermeiden sind sämtliche Randeffekte, die bei der Herstellung der Probe entweder zu vorverfestigenden Randeigenschaften oder aber durch die Herstellung rauer Kanten zu einer Kerbwirkung und somit frühzeitigem Versagen führen. Im Zuge dessen werden in der vorliegenden Arbeit drei unterschiedliche Probenherstellungsverfahren miteinander verglichen. Ausgehend von Scherschneiden werden Proben durch Feinerodieren und Fräsen an einer 3-Achsen CNC-Fräsmaschine hergestellt. Ist das Verfahren des Scherschneidens schnell und kostengünstig, bietet es die größten Gefahren bezüglich möglicher Randeffekte. Für das Fräsen der Proben werden Pakete von übereinander geschichteten Blechstreifen in einer Vorspanneinrichtung gestapelt und mittels Deckblech geklemmt. Unterschiedliche Einstellungen im eigentlichen Fräsprozess können sich innerhalb des Herstellungsverfahrens auf die Probengüte auswirken. Hierzu wird in der vorliegenden Arbeit eine Versuchsmatrix mit variierenden Parametern gemäß Tabelle 7 durchgeführt. Variiert werden in der jeweiligen Variante jeweils die in Gelb markierten Felder und somit die Art der Probeneinspannung, der Fräskopfdurchmesser, die Vorschubgeschwindigkeit, die Stapelhöhe sowie die Standzeit des Fräasers. Die überarbeitete Version der Einspannung zeichnet sich durch eine zusätzliche Klemmschraube am Ende der Klemmung aus, um die Aufbiegung während des Fräsprozesses zu minimieren. Zur Bewertung der unterschiedlichen Varianten werden jeweils zehn Zugversuche mit Extensometer sowie drei Zugversuche mit optischem Dehnungsmesssystem für die drei in Tabelle 3 aufgeführten Werkstoffe ausgeführt. Zusätzlich werden 3D-Oberflächenaufnahmen der Proben im Stapel getätigt. Hierbei kann über Parameter wie dem  $R_a$ -Wert

die Rauigkeit der Kanten bewertet werden. Ebenfalls werden Mikrohärte Untersuchungen über die Probendicke und über die Probenbreite durchgeführt, um eine mögliche Vorverfestigung auszuschließen. Letztlich bilden lichtmikroskopische Aufnahmen der Probenkante den Abschluss der Untersuchungen.

Tabelle 7: Versuchsmatrix zur Variation unterschiedlicher Parameter in der Herstellung von Zugstäben durch Fräsen

Bez.	Einspannung	Durchmesser	Vorschub	Stapelhöhe	Standzeit
Var0	neu	20	160	30	NEU
Var1	neu	20	160	30	
Var2	alt	20	160	30	
Var3	neu	16	160	30	
Var4	neu	20	200	30	
Var5	neu	20	120	30	
Var5	neu	20	160	15	
Var6	neu	20	160	30	+++

### 4.2.3 Prüfgeschwindigkeit

Die Variation der Prüfgeschwindigkeit erfolgt in Zehnerpotenzschritten von  $4 \cdot 10^{-4}$  1/s bis  $4 \cdot 10^1$  1/s gemäß Tabelle 6. Die Bewertung des dehnratenabhängigen Verhaltens ist trotz der Kaltumformprozessen für Verpackungsstahl von großer Bedeutung. Aufgrund hoher Taktraten und dem Einsatz von Folgerverbundwerkzeugen werden Umformgeschwindigkeiten von 10 1/s - in Abstreckprozessen von DWI-Dosen sogar bis zu  $10^3$  1/s - erreicht [128]. Ziel ist es daher, eine Bewertung der Dehnratensensitivität der in Tabelle 3 aufgeführten Werkstoffe zu unternehmen, um eine Aussage über den Nutzen der Verwendung von Dehnratenmodellen, wie das Modell nach Cowper-Symonds [86] für die Simulation zu ermöglichen. Die Versuche der Dehnraten  $4 \cdot 10^{-4}$  1/s bis  $4 \cdot 10^{-2}$  1/s werden an einer Zwick Roell 1478 Zugprüfmaschine mit einer A50-Geometrie in Längsrichtung durchgeführt. Zur Messung der Dehnung aber auch der Dehnraten wird ein ARAMIS System 12M der Fa. GOM verwendet. Die Dehnraten werden über Vorversuche und der Auswertung der Dehnraten in ARAMIS über die Traversengeschwindigkeit gesteuert. Die Kraftmessung erfolgt über eine Kraftmessdose und die Ausgabe über ein Analogsignal an das DIC System. Die Hochgeschwindigkeitsversuche mit Geschwindigkeiten von  $4 \cdot 10^{-1}$  1/s bis  $4 \cdot 10^1$  1/s werden an einer Hochgeschwindigkeitsprüfanlage der Neue Materialien Fürth GmbH durchgeführt. Hierzu wird ein DIC System ARAMIS der Fa. GOM verwendet, jedoch mit dem Kamerasystem Photron

SA-Z, welches abhängig von der Auflösung eine Bildaufnahmezeit von bis zu 120 000 1/s ermöglicht. Um hohe Dehnraten zu ermöglichen, werden Proben mit einer Messlänge von 20 mm verwendet, die durch ihre verlängerten Probenköpfe das Aufbringen von DMS ermöglichen. Dies unterstützt eine möglichst störungsfreie Aufnahme der anliegenden Spannung.

### 4.3 Tiefungsversuche

Die Auswirkung einer nicht konstanten Dehnrates auf Verpackungsstähle wird im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Tiefungsversuche werden zusätzlich zur Dehnraten-gesteuerten Durchführung mit Hydrauliköl an den in Tabelle 3 aufgelisteten Werkstoffen an einer Erichsen Universalprüfmaschine mittels Nicht-Newtonschen Fluid durchgeführt. Die Verwendung eines viskosen Fluid zur Durchführung reibungsfreier Tiefungsversuche wurde bereits durch Gutscher et al. [129] untersucht und bringt den Vorteil einer schnelleren und saubereren Versuchsdurchführung mit sich, da ein Rausspritzen des Fluids bei Rissinjektion vermieden wird. Die verwendete Prüfanlage ist in Abbildung 16 mit optischen Dehnungsmesssystem 12M ARAMIS dargestellt.



Bild 16: Erichsen Universalprüfmaschine mit optischen Dehnungsmesssystem ARAMIS, GOM

Neben Analogkanälen zur Ausgabe der Niederhaltekräfte, sowie des Stempelwegs und der Stempelkraft kann auch der Druck an das System ARAMIS übergeben werden. Das Fluid wird mittels Heizpatrone auf eine Temperatur von 40 °C aufgeheizt, um mögliche Temperaturunterschiede zu vermeiden. Elliptische Tiefungsversuche werden in dieser Arbeit durchgeführt, um den

Fließort des ersten Quadranten präzise zu charakterisieren und den Fließexponenten für die in Tabelle 3 aufgeführten Verpackungsstähle zu bestimmen. Für alle Werkstoffe wird die Orientierung des ebenen Dehnungszustands zur Walzrichtung berücksichtigt und somit sowohl in Längsrichtung als auch in Querrichtung geprüft. Die Versuche werden an einer Erichsen Universalprüfmaschine durchgeführt. Der verwendete Ziehring ist in Abbildung 17 dargestellt (a). Der Auswertebereich zur Bestimmung der unterschiedlichen Krümmungsradien in Haupt- und Nebenrichtung kann Abbildung 17 (b) entnommen werden.

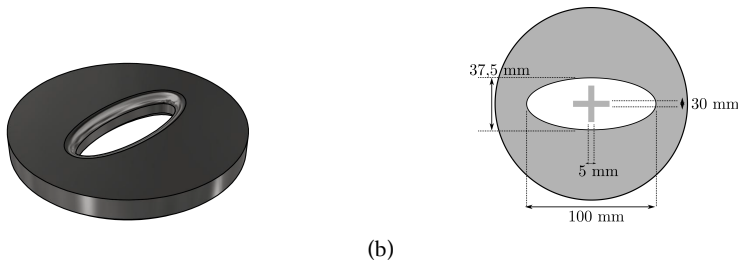


Bild 17: Aufbau des elliptischen Tiefungsversuchs zur Aufnahme der Fließkurve im ebenen Formänderungszustand

#### 4.4 Zugversuche im ebenen Verformungszustand

Für die in dieser Arbeit zu Grunde liegenden Versuche wird die in Abbildung 18 dargestellte Probe verwendet. Sie ist gekennzeichnet durch einen 30 mm breiten und 7 mm hohen Messbereich mit Radien von 2,5 mm. Diese Geometrie wurde auch bereits durch Lenzen und Merklein in ihrer Veröffentlichung zur Optimierung des Fließexponenten in elliptischen Tiefungsversuchen verwendet [48].

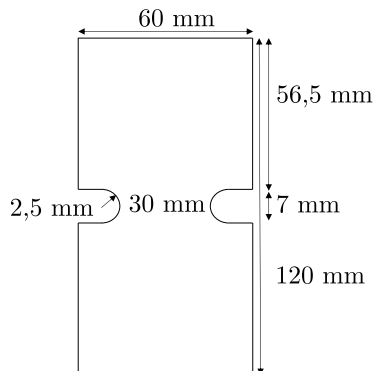


Bild 18: Probenmaße für Zugversuche im Formänderungszustand der ebenen Dehnung

Durchgeführt werden die Versuche an einer Zwick Roell Universalprüfmaschine mittels optischem Dehnungsmesssystem ARAMIS 5M der Fa. GOM [130]. Um eine einheitliche Prüfgeschwindigkeit zu gewährleisten, werden alle Versuche für die drei Werkstoffe in Tabelle 3 mit der gleichen Umformgeschwindigkeit gefahren. Die Auswertung erfolgt gemäß der Prozedur nach Flores et al. [59]. Die Zugversuche ermöglichen jedoch keine Bestimmung der zweiten Hauptspannung und somit der exakten Ermittlung eines Punkts des Fließorts bei Fließbeginn. Um dies zu realisieren, muss auf elliptische Tiefungsversuche zurückgegriffen werden, die durch Anwendung der Membrantheorie eben dies ermöglichen.

## 4.5 Texturuntersuchungen

Die Beschreibung der kristallographischen Orientierung im Polykristall lässt die Ursache für unterschiedlich ausgeprägtes anisotropes plastisches Materialverhalten erkennen. Dieses findet in Metallen überwiegend durch das Gleiten von Versetzungen über für die Kristallstruktur definierte Gleitebenen statt. Um daher das Zipfelverhalten von Verpackungsstählen detaillierter erklären zu können, werden in dieser Arbeit Texturuntersuchungen an den in Tabelle 4 aufgelisteten Werkstoffen durchgeführt. Die Aufnahme erfolgt mittels Röntgenbeugung ( $C\alpha - K\alpha$  Strahlung) sowohl an der Blechoberfläche als auch in der Blechmitte, um mögliche Schertexturen detektieren zu können. Gemessen werden die  $\{110\}$ ,  $\{200\}$ ,  $\{211\}$  Polfiguren, die dann anschließend zur Bestimmung der Orientierungsverteilungsfunktion (OVF) mit geraden und ungeraden Koeffizienten herangezogen werden. Hieraus werden schließlich die unterschiedlichen Faserschnitte, sowie die  $r$ -Werte mittels Taylor-Theorie bestimmt [67]. Um im Umkehrschluss durch die gewonnenen Texturdaten Rückschlüsse auf das Zipfelverhalten der Verpackungsstähle treffen zu können, wird in der vorliegenden Arbeit das Texturmodell nach Inagaki et al. [24] genutzt, wie es in Abschnitt 2.1.5 beschrieben wurde.

## 4.6 Rotationssymmetrischer Napfzug

Napfzüge zur Ermittlung der Zipfligkeit, aber auch um inverse Modelle mit experimentellen Daten parametrisieren zu können, werden an einer Erichsen Universalprüfmaschine durchgeführt. Das hierzu verwendete Werkzeug zur Erzeugung eines Napfes mit einem Durchmesser von 75 mm ist in Abbildung 19 dargestellt. In einem ersten Schritt wird durch ein Schnittwerkzeug eine Ronde mit 135 mm Durchmesser gestanzt bevor diese zwischen Niederhalter und Ziehring mittels Hydraulik-Zylinder gespannt wird. Somit ergibt sich ein Gesamtziehverhältnis von  $\beta = 1,8$ .

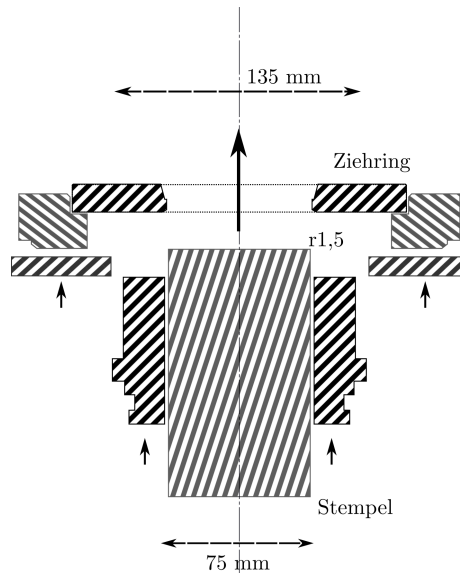


Bild 19: Aufbau des Napfzug Werkzeugs inklusive Schnitttring

Zur Erzielung faltenfreier Nöpfe ohne Bodenreißer werden Ziehringe mit unterschiedlichem Ziehspalt verwendet. Als Anhaltspunkt wird hier ein minimaler Ziehspalt von Blechdicke multipliziert mit dem Faktor 1,4 verwendet. Es existieren Ziehringe in den folgenden Durchmessern: 75,7 mm, 75,56 mm. Zieh- bzw. Stempelradius betragen 1,5 mm. Zur Auswertung der Formänderung werden die eingelegten Blechstreifen zuvor mit einem deterministischen Punktmuster mit 0,5 mm Punktabstand berastert. Das Muster wird elektrolytisch aufgetragen. Um das Muster zu schützen und gleichzeitig die Reibung im Tiefzugprozess zu reduzieren, werden die Bleche anschließend beidseitig mit einem Labor-Tiefziehlack beschichtet. Eine Auswertung der Formänderungsverteilung kann im Anschluss an den Ziehprozess über die Software Argus der Fa. GOM erfolgen. Hierzu werden mittels Kamera Fotos des Bauteils und Maßstabs aus unterschiedlichen Perspektiven aufgenommen. Die Software ermöglicht über Triangulation eine räumliche Darstellung der Bilder und über eine Ellipsenerkennung die Auswertung der Dehnung über die 3D-Koordinaten. Der Niederhalter fährt eine konstant eingestellte Kraft. Daher werden die Versuche an der Maschine mittels Blechhalterschnellablass gefahren. Dies bedeutet, dass der Niederhalter ab einer Ziehhöhe von 43 mm auffährt, um ein Abquetschen der Napfwand am oberen Rand durch zu hohe Flächenpressung zu verhindern. Zusätzlich werden die Streifen leicht mit DOS eingölt, um zusätzlich die Reibung zu reduzieren. Mittels Analog-

eingang können während des Ziehprozesses sowohl Stempelkraft als auch Stempelweg und Niederhaltekraft ausgegeben werden.

## 4.7 Validierung

Die in dieser Arbeit erarbeiteten Methoden und Verfahren werden an unterschiedlichen Experimenten validiert. Wichtig ist, dass diese Experimente einen komplexen Spannungs- und Formänderungspfad aufweisen, der sich zu den zur Charakterisierung verwendeten Experimenten unterscheidet. Ebenfalls sollten diese Experimente Anwendungszuständen in der Umformung von Verpackungsstählen ähneln, um eine möglichst anwendungsnahe Validierung garantieren zu können. Hierzu werden zunächst die Verformungspfade und -zustände wichtiger Verpackungsstahlprodukte mittels Formänderungsanalyse aufgezeichnet. Zur Verwendung hierfür kommt der Werkstoff SF700 in einer Dicke von 0,24 mm, da sich hieraus eine möglichst große Anzahl von Produkten herstellen lässt aufgrund der Duktilitätseigenschaften in Kombination mit Dicke und Festigkeit. Zur Aufnahme der Formänderungsverteilung wird ein deterministisches Punktmuster mit 0,25 mm Durchmesser mittels Digitaldruck aufgebracht und anschließend beidseitig lackiert. Die folgenden Bauteile werden in so genannten Handspindelpressen und Softtools der Firma Maiko Engineering umgeformt: Aerosolboden, Aerosoldeckel, 99er Standard Deckel, Dingley-Dose. Die Verwendung einer Handspindelpresse ermöglicht es, den Umformprozess zu beliebigen Verfahrenstufen anzuhalten und die Formänderungsverteilung auszuwerten. Die Auswertung erfolgt über die Software Argus der Fa. GOM.

Zur Validierung werden LDH-Versuche, Napfzüge sowie Vier-Radien Näpfe herangezogen. Die genaue Ableitung der Versuche aus den Erkenntnissen der Formänderungsverteilung der realen Bauteile wird in Kapitel 7 detailliert beschrieben. LDH Versuche, die zu einem komplexen reibungsinduzierten Formänderungszustand im ersten Quadranten zwischen Streckziehen und ebener Dehnung führen, werden an einer Erichsen-Universalprüfmaschine mittels Nakajima Werkzeug bzw. Halbkugelstempel in Anlehnung an die Durchführung von Grenzformänderungskurven in ISO12004-2 [92] durchgeführt. Hierzu wird eine Blechrolle mit 186 mm Durchmesser zwischen Niederhalter und Ziehring mittels einer Sicke und Niederhaltekraft geklemmt. Zwischen Probe und Stempel von 100 mm Durchmesser erfolgt keine Schmierung sondern lediglich eine Lage PET Folie. Zur Klemmung wird eine konstante Niederhaltekraft von 100 kN angelegt. Die Durchführung für die in Tabelle 3 aufgeführten Werkstoffe erfolgt in lackiertem Zustand, um einen möglichen Reibungseinfluss aufgrund unterschiedlicher Oberflächen ausschließen zu können. Die Messdatenerfassung wird über Analogkanäle für

die Kenngrößen Stempelweg, Stempelkraft sowie Niederhaltekraft realisiert. Die Messung der Dehnung während des Umformprozesses gewährleistet, wie bereits in den Tiefungsversuchen, ein optisches Dehnungsmesssystem ARAMIS 12M Fa. GOM. Hierzu werden die Proben mit stochastischen Punktmuster lackiert. Zur Validierung der plastischen Eigenschaften insbesondere der ermittelten  $r$ -Werte, werden Napfzüge durchgeführt, wie sie bereits in Abschnitt 4.6 beschrieben wurden. Um zusätzlich die Fließkurve sowie den Fließort bis zu hohen Dehnungen validieren zu können, werden Vier-Radien Nöpfe herangezogen. Dieser Versuch wird im Verpackungsstahlbereich zur Bewertung der Lackhaftung aufgrund der hohen auftretenden Formänderungen verwendet. Es handelt sich um einen rechteckigen Napf mit Durchmesser 45 mm und Radien von 8 mm, 10 mm, 12 mm und 14 mm an den jeweiligen Ecken. Die Durchführung erfolgt mit elektrolytisch berasterten Punktmuster und Tiefziehlackierung einer Blechrolle des Durchmessers 91 mm und einer Niederhaltekraft von konstant 8,5 kN. Vor dem Napfzug werden die Bleche mit DOS leicht eingeölt, um die Reibung zu minimieren. Zusätzlich zur Validierung an Laborexperimenten erfolgt die Validierung an einem Realbauteil. Hierzu wird ein Aerosolboden mit dem Durchmesser 54 mm verwendet, der in einer Handspindelpresse umgeformt wird. Zur Ermittlung der Bauteilstabilität wird an einer Druckprüfmaschine das in einer Schließmutter gespannte Bauteil linear mit Wasserdruck bis zum Ausbeulen beaufschlagt.



## 5 Charakterisierung der Fließ- und Verfestigungseigenschaften

Die Charakterisierung der Fließ- und Verfestigungseigenschaften ist von Relevanz, um das plastische Materialverhalten des Werkstoffs in einem definierten Spannungszustand beschreiben zu können. Es ermöglicht die Bestimmung des Übergangs zwischen elastischer und plastischer Verformung über die Definition des plastischen Fließbeginns. Das Verfestigungsverhalten beschreibt darüber hinaus nach Beginn des plastischen Fließens das Verfestigungspotential des Materials während der Umformung, die durch die Kaltverfestigung entsteht. Versetzungen häufen sich an, werden innerhalb des Materials blockiert und blockieren somit wiederum andere Versetzungen. Dies führt zu einer zunehmenden Festigkeit des Werkstoffs während der Umformung. Gleichzeitig ist die makroskopische Beschreibung dieser Verfestigung wichtig, da sie erheblichen Einfluss auf das Umformverhalten des Materials nimmt. Ein hohes Maß an Verfestigung sorgt beispielsweise für einen größeren und homogeneren Dehnungsbereich während der Umformung, da sich Randbereiche aufgrund der starken Verfestigung im Kernbereich mit verformen. Die Abbildung dessen in der Simulation ist zwangsläufig elementar. Gleichzeitig sorgt die Verfestigung auch für eine unterschiedliche Endfestigkeit des Bauteils nach der Umformung. Die Abbildung dessen insbesondere im Hinblick auf Stabilitätsbetrachtungen ist als zweiter wichtiger Aspekt an dieser Stelle zu erwähnen.

### 5.1 Fließkurve im uniaxialen Zugversuch

Für die Charakterisierung des zuvor beschriebenen Fließ- und Verfestigungsverhaltens ist vor allem die Fließkurve von Relevanz. Diese beschreibt die Spannung, die im einachsigen Spannungszustand notwendig ist, um das Material plastisch zu verformen und wird zumeist in Abhängigkeit des Umformgrads angegeben. Aufgrund der Einachsigkeit wird zur Beschreibung meist der Zugversuch herangezogen. Gleichzeitig besteht ein großes Interesse daran, das Verfestigungsverhalten bis zu einem möglichst hohen Dehnungsbereich beschreiben zu können. Verpackungsstähle – insbesondere höher feste – weisen jedoch im Zugversuch häufig nur ein geringes Maß an Dehnung auf. Im Folgenden wird daher über die Variation der Probengeometrie, des Probenpräparationsverfahrens und der lokalen Bestimmung über die Gleichmaßdehnung hinaus, die Zugversuchsauswertung für Verpackungsstähle so optimiert, dass eine verlässliche Fließkurvenermittlung aus dem

Zugversuch ermöglicht wird. Gleichzeitig wird aber auch die Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit dargestellt.

### 5.1.1 Einfluss der Probengeometrie

Der Einfluss der Probengeometrie auf die erreichte Dehnung im Zugversuch und die Bedeutung für eine stabile Prozessauslegung mittels der zugrunde liegenden Charakterisierung wurde bereits im Stand der Technik erläutert (Abschnitt 2.2.1). An dieser Stelle wird für die drei in Tabelle 3 aufgeführten Werkstoffe das unterschiedliche Zugversuchsverhalten in Abhängigkeit der Probengeometrie verglichen. Um einen ersten Einblick in das Werkstoffverhalten der drei Werkstoffe zu erhalten, stellt Abbildung 20 die Spannungs-Dehnungsverläufe der drei Werkstoffe in Längsrichtung für die drei Geometrien anhand jeweils einer Probe dar. Gut zu erkennen ist das sehr unterschiedliche Verhalten im Zugversuch der drei Werkstoffe.

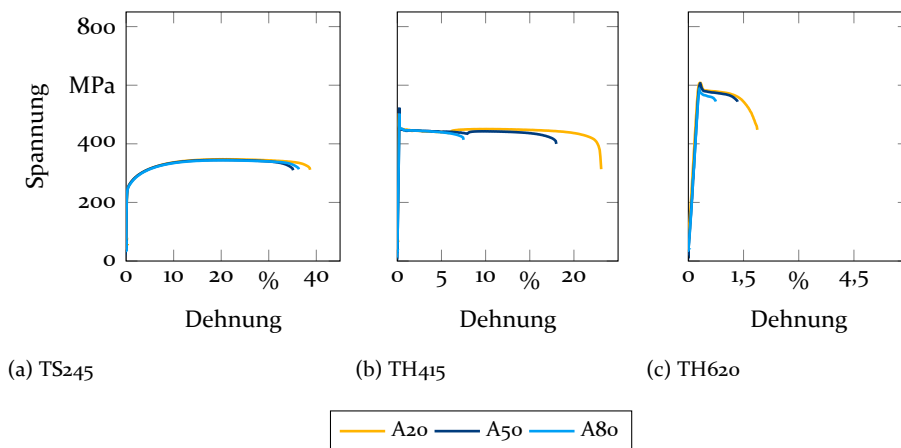


Bild 20: Einfluss der Probengeometrie auf die Spannungs-Dehnungskurve unterschiedlicher Verpackungsstähle: Steigerung der erreichten Bruchdehnung mit abnehmender Probengröße

Während der Werkstoff TS245 ein hohes Maß an Verfestigung und Duktilität zeigt, ist der Werkstoff TH415 vor allem durch sein Alterungsverhalten geprägt. Dies ist an der Spannungsüberhöhung zu Beginn, sowie des nachfolgenden unstetigen Bereichs zu erkennen. Ein Verfestigungsverhalten ist hier nur sehr begrenzt vorhanden. Der Werkstoff TH620 hingegen zeichnet sich vor allem durch seine sehr geringe Dehnung bei hoher Festigkeit aus. Verfestigungsverhalten ist hier keines mehr vorhanden. Um das Festigkeitsverhalten innerhalb der Werkstoffe in den folgenden Abschnitten vergleichen zu können, werden aufgrund der unterschiedlichen Charakteristik jeweils

spezifische Parameter herangezogen. Für den Werkstoff TS245 wird die Dehngrenze  $R_{P0,2}$  verwendet, während für den Werkstoff TH415 auf den Wert  $R_{P0,5}$  zurückgegriffen wird, um den Bereich der Spannungsüberhöhung zu vermeiden. Für den Werkstoff TH620 wird der Wert  $R_{eH}$  herangezogen, wie er auch in der Verpackungsstahlnorm verwendet wird [126]. Dieser Wert ist aufgrund der sehr geringen Dehnung der einzig reproduzierbar ermittelbare Wert, der jedoch auch stark schwanken kann und abhängig von der Messfrequenz ist. Das anhand der Kraftverläufe beschriebene charakteristische Verhalten wird unter Betrachtung der Formänderungsverteilung in Abbildung 21 nochmals deutlicher.

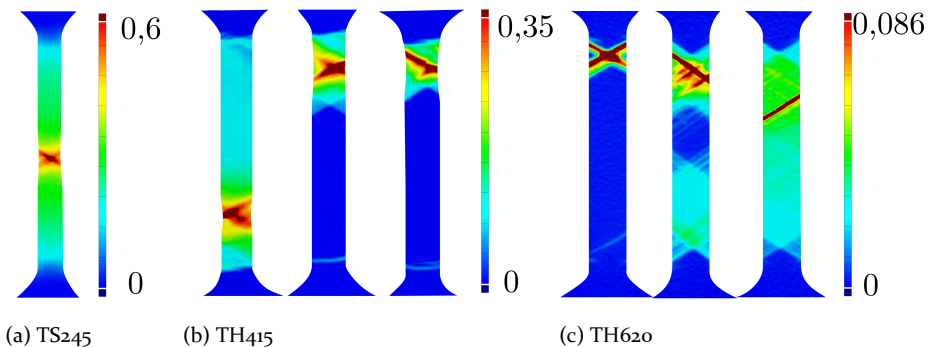


Bild 21: Vergleichsformänderung unmittelbar vor dem Riss der Probe. Für die Werkstoffe TH415 und TH620 jeweils in Längs-, Diagonal- und Querrichtung. Für den Werkstoff TS245 nur in Längsrichtung

Der Werkstoff TS245 zeigt einen homogenen Formänderungszustand, der bei Überwiegen der geometrischen Entfestigung gegenüber der physikalischen Verfestigung in der Mitte der Probe zur Einschnürung führt. Für die Diagonal- und Querrichtung stellt sich dies vergleichbar dar und ist daher der übersichtshalber nicht in der Abbildung dargestellt. Für den Werkstoff TH415 hingegen zeigt zwar nach Ausbreitung der Lüders Bänder die Längsrichtung einen homogenen Formänderungszustand, jedoch kann in Diagonalrichtung und Querrichtung beobachtet werden, dass es bereits zur Einschnürung kommt, bevor die Lüders Bänder über die gesamte Probe expandiert sind und somit ein homogener Formänderungszustand erreicht wäre. Dies wird im Folgenden als 'Ausfließen' bzw. 'Nicht Ausfließen' bezeichnet. Für den Werkstoff TH620 wird offensichtlich, dass hier vor Versagen in Längsrichtung nahezu keine Dehnung erreicht wird, die sich zudem sehr lokal konzentriert. Auch in Diagonal- und Querrichtung ist das Maß an Dehnung sehr gering, erstreckt sich jedoch über einen deutlich größeren Teil der Probe. Im Vergleich der Geometrien wird zunächst auf die erzielte Bruchdehnung eingegangen. Diese

wurde im jeweiligen Messbereich (20 mm, 50 mm und 80 mm) durch digitale Bildkorrelation über die Messfläche gemittelt. Die Kanten wurden freigeschnitten, um Randeffekte auszuschließen. Dargestellt ist die Bruchdehnung für die drei Werkstoffe und jeweils drei Orientierungen in Abbildung 22.

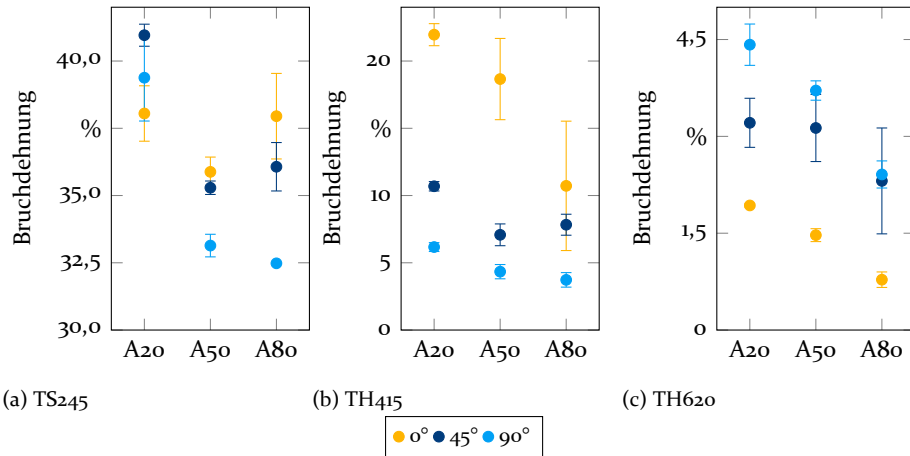


Bild 22: Auswirkung der Probengeometrie auf die erreichte Dehnung im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe

Unabhängig von der Geometrie fällt zunächst auf, dass für den Werkstoff TH415 die höchste Dehnung in Längsrichtung erreicht wird, während für den Werkstoff TH620 die höchste Dehnung in Querrichtung auftritt. Die Diagonalrichtung liegt jeweils zwischen diesen. Mit steigendem Nachwalzgrad findet hier offensichtlich ein Wechsel hinsichtlich der maximal belastbaren Richtung statt. Für den Werkstoff TS245 kann ein solcher Trend nicht beobachtet werden. Dieser Werkstoff ist jedoch auch nicht nachgewalzt (lediglich dressiert). Bezogen auf die Geometrien wird offensichtlich, dass ohne Ausnahme für alle Werkstoffe und Richtungen die miniaturisierte A20 Geometrie die höchsten Bruchdehnungen erzielt. Für den Werkstoff TS245 lassen sich maximale Unterschiede von 5,7 Prozentpunkten beobachten. Bezogen auf die erreichte Dehnung entspricht dies ca. 14 %. Im Mittel liegt die Steigerung durch Verwendung der miniaturisierten Geometrie gegenüber den Norm Geometrien für diesen Werkstoff bei 3,4 Prozentpunkten. Für die beiden festeren Werkstoffe sind die Steigerungen – vor allem bezogen auf die generell erreichte Dehnung – deutlich größer. Die A20 Geometrie des Werkstoffs TH415 erreicht in Längsrichtung 11,2 Prozentpunkte mehr Dehnung im Vergleich zur A80 Geometrie. Über die einzelnen Richtungen gemittelt werden Steigerungen von 5,7 Prozentpunkten erreicht. Die deutlich erhöhte

Dehnung resultiert für diesen Werkstoff vornehmlich aus der kürzeren zu überbrückenden Distanz in der Ausbreitung der Verformungsbänder. Die kürzere Distanz reduziert die Gefahr des vorzeitigen Versagens vor Erreichen eines homogenen Formänderungszustands, sei es durch Kantendefekte, aber auch durch lokale Dehnungsinhomogenitäten innerhalb des Verformungsbands, die zur Einschnürung führen. Somit erreichen in Längsrichtung für die A20 Geometrie alle drei Werkstoffe den homogenen Formänderungszustand, während dies für die A80 Geometrie lediglich eine Probe schafft. Beobachtbar ist dies auch durch die sehr großen Standardabweichungen in Längsrichtung für die A50 und A80 Geometrie, die aus eben genannten Effekt resultiert. Auch für den Werkstoff TH620 kann eine erhebliche Zunahme der Dehnung durch Verwendung der miniaturisierten Geometrie beobachtet werden. Diese erreicht ihr Maximum in Querrichtung mit einem Zuwachs von 2,0 Prozentpunkten gegenüber der A80 Geometrie und einem mittleren Zuwachs von 1,4 Prozentpunkten. Bezogen auf die Bruchdehnungen der A80 Geometrie entspricht dies Steigerungen zwischen 39 % und 145 %. Allerdings liegt das Dehnungsniveau der A20 Geometrie in Längsrichtung trotzdem bei lediglich 1,9 %. Die Einschränkung des Zugversuchs, dass für wenig verfestigende Materialien die geometrischer Entfestigung sehr schnell der physikalischen Verfestigung überwiegt, verhindert an dieser Stelle ein hohes Maß an Dehnung.

Die alleinige Bewertung der Bruchdehnung vernachlässigt den Abgleich der Festigkeitsunterschiede, die aus unterschiedlichen Geometrien resultieren können. Dies kann zum einem aus einem unterschiedlich starken Kanteneinfluss resultieren, der bei einer geringeren Stegbreite zwangsläufig größer wird, zum anderen jedoch auch aus einer möglicherweise nicht vollständigen Einachsigkeit des Zugversuchs. Die Skalierung der A20 Geometrie erfolgt exakt maßstabsgetreu zu den in der Norm definierten Geometrien (1:4 Breiten-Längenverhältnis). Mit abnehmender Stegbreite steigt jedoch das Verhältnis zwischen Breite und Dicke der Probe. Ein möglicher Einfluss soll hier zu einem späteren Zeitpunkt über die Auswertung der  $r$ -Werte durchgeführt werden. In Abbildung 23 sind die Festigkeiten für die unterschiedlichen Werkstoffe und Richtungen dargestellt. Für den Werkstoff TS245 ergibt sich über die Richtungen gemittelt eine mittlere Abweichung von 8,39 % mit steigender Festigkeit bei kleiner werdender Probengeometrie. Ein solcher Trend ist für den Werkstoff TH415 nicht zu erkennen. Die mittlere Festigkeitsabweichung der Geometrien liegt hier bei 12 MPa. Auch für den Werkstoff TH620 ist kein Trend innerhalb der Geometrien und Richtungen zu erkennen. Die mittlere Abweichung liegt bei 18 MPa. Nimmt man zur Betrachtung der ermittelten Festigkeitswerte nochmals die Verläufe aus der bereits diskutierten Abbildung 20 so ergeben sich vor allem für die Werkstoffe TS245 und

TH<sub>415</sub> nahezu identische Kraftverläufe. Auch für den Werkstoff TH<sub>620</sub> sind diese für die Geometrien A<sub>20</sub> und A<sub>50</sub> nahezu deckungsgleich. Einzig der Spannungs-Dehnungsverlauf der A<sub>80</sub> Geometrie fällt hier im Vergleich sehr leicht ab. Zur Bestätigung des unveränderten Spannungszustands durch die Variation der Probengeometrie sei an dieser Stelle auf die Auswertung der *r*-Werte verwiesen. Diese schwanken innerhalb der Geometrien um ca. 0,05, wobei innerhalb der Geometrien bereits eine Streuung von bis zu 0,04 auftritt. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass der Spannungszustand sich durch die Skalierung der Geometrie und des somit größer werdenden Dickeneinflusses nicht verändert.

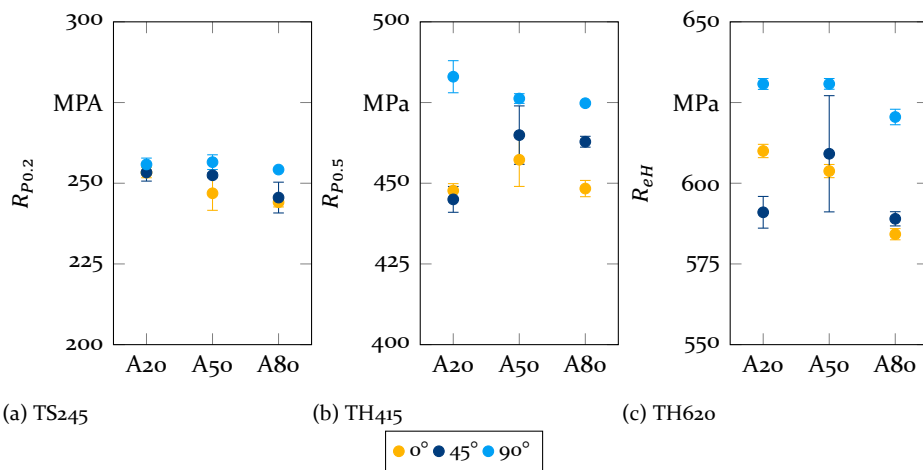


Bild 23: Auswirkung der Probengeometrie auf die erreichte Festigkeit im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe

### 5.1.2 Einfluss der Probenherstellung

Der Einfluss des Probenherstellungsverfahrens auf die erreichte Dehnung im Zugversuch resultiert aus Kanteneffekten, die entweder zu einer Kerbwirkung und somit frühzeitigem Versagen oder aber einer Vorverfestigung im Randbereich und somit einem frühzeitigem Versagen führen. Gleichwohl sind aber auch entfestigende Kanteneffekte zu vermeiden. Im Folgenden werden daher zunächst drei verschiedene Herstellungsverfahren (Fräsen, Feinerodieren, Feinschneiden) miteinander verglichen. Gemäß Tabelle 6 wurden jeweils drei Versuche in Längsrichtung an der A<sub>50</sub> Geometrie mittels ARAMIS in einer Geschwindigkeit von 0,004 1/s geprüft. Die Ergebnisse der mittleren erreichten Bruchdehnung sind in Abbildung 24 dargestellt. Klar ersichtlich ist, dass für alle drei Werkstoffe das Herstellungsverfahren Fräsen

die höchsten Dehnungswerte und Feinschneiden die geringsten Dehnungswerte liefert. Durch Verwendung der Herstellungsmethode Fräsen können gegenüber Feinschneiden 4,7 Prozentpunkte (13 % Steigerung) für den Werkstoff TS<sub>245</sub>, 5,6 Prozentpunkte (30 % Steigerung) für den Werkstoff TH<sub>415</sub>, und 0,56 % Prozentpunkte (30 % Steigerung) für den Werkstoff TH<sub>620</sub> für die betrachtete Stichprobe erreicht werden. Klar zu beobachten ist für den Werkstoff TS<sub>245</sub>, dass die erhöhte Dehnung vornehmlich nach Beginn der Einschnürung erreicht wird. Dies ist damit zu erklären, dass vor Beginn der Einschnürung die generell starke Verfestigung des Materials überwiegt und daher Randeffekte eine untergeordnete Rolle spielen. Nach Beginn der Einschnürung kommt die eingebrachte Kerbwirkung bzw. Randverfestigungen aufgrund der Lokalisierung eine deutlich stärkere Bedeutung. Dies bestätigt den durch Zheng [32] zusammengefassten Stand der Technik. Für die klassische Fließkurvenermittlung, die nur bis zur Gleichmaßdehnung ausgewertet wird, erscheint der Mehrwert also zunächst von nicht allzu großer Bedeutung. Jedoch haben Kanteneffekte auch einen Einfluss auf die Festigkeit und somit auf das Festigkeitsniveau der Fließkurve.

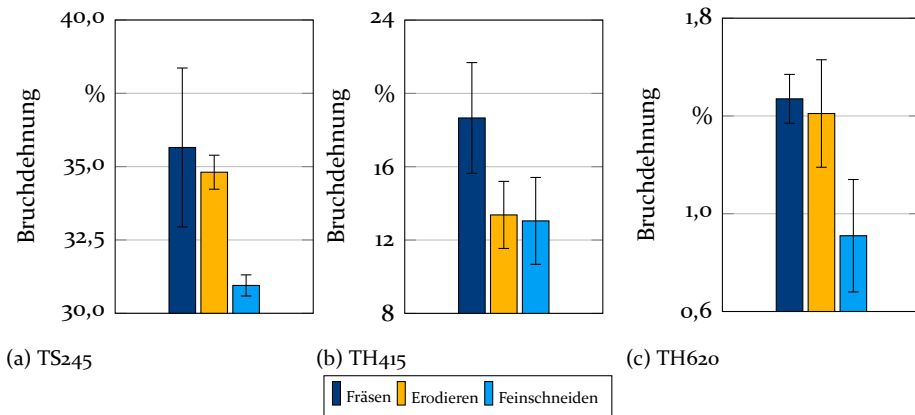


Bild 24: Auswirkung der Probenpräparationsmethode auf die erreichte Dehnung im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe

Hierauf wird ebenfalls noch in der Diskussion der Abbildung 25 eingegangen. Ebenfalls wird in Abschnitt 5.1.4 die Fließkurve auch nach Beginn der Einschnürung bestimmt. Hierzu ist ein möglichst hohes Maß an Dehnung auch nach Beginn der Einschnürung wichtig. Für den Werkstoff TH<sub>415</sub> kann vor allem beobachtet werden, dass sich mit einer optimierten Probenherstellung vor allem das Maß der Versuche erhöhen lässt, die ausfließen. Mit

Ausfließen ist an dieser Stelle das Erreichen eines homogenen Verformungszustands nach Ausbreitung der Lüders Bänder gemeint. Für die Methode des Feinschneidens versagen hier zwei von drei Proben vor Erreichen des homogenen Formänderungszustands, während für das Fräsen keine der drei Proben vorzeitig einschnürt. Die höhere Dehnung für den Werkstoff TH620 lässt sich durch das generell sehr geringe Verfestigungsverhalten bzw. die hohe Vorverfestigung nach dem Nachwalzen erklären, welcher daher deutlich anfälliger für frühzeitiges Versagen aufgrund von Kerbwirkung durch unsaubere Kantenbearbeitung ist. Eine Probenpräparation mit besonders niedriger Rauigkeit der Kanten ist daher für diesen Werkstoff besonders relevant. An dieser Stelle muss aber auch das Festigkeitsniveau der unterschiedlichen Herstellungsverfahren betrachtet werden. Dieses ist in Abbildung 25 dargestellt.

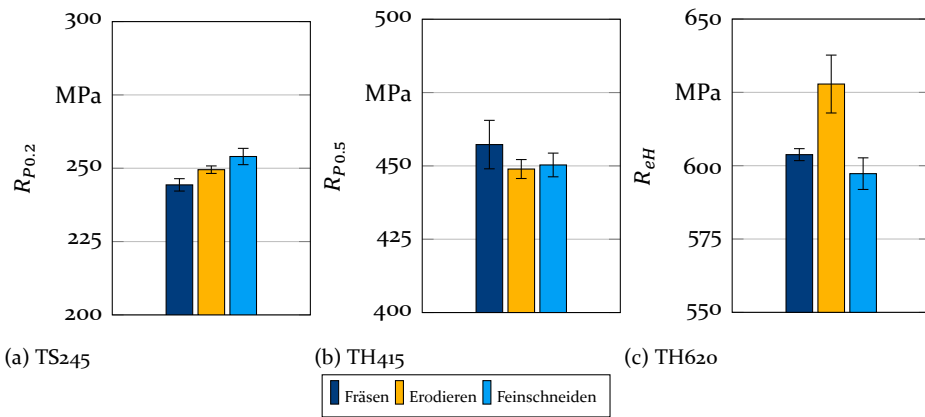


Bild 25: Auswirkung der Probenpräparationsmethode auf die erreichte Festigkeit im Zugversuch für drei unterschiedliche Werkstoffe

Für die drei Werkstoffe wurden unterschiedliche Festigkeitswerte aufgrund des unterschiedlichen plastischen Verhaltens verwendet. Während für den Werkstoff TS245 die Dehngrenze  $R_{p0,2}$  herangezogen wurde, wurde für den Werkstoff TH415 mittels  $R_{p0,5}$  und für den Werkstoff TH620 mittels  $R_{eH}$  ausgewertet. Für den Werkstoff TS245 lässt sich eine geringere Festigkeit von ca. 10 MPa im Vergleich zum Feinschneiden erkennen. Für den Werkstoff TH415 ist Fräsen im Schnitt 7 MPa fester als Feinschneiden – für den Werkstoff TH620 6,5 MPa. Hier ist jedoch die höchste Festigkeit für das Erodieren zu erkennen. Dies ist jedoch auf die starke Sensibilität dieses Parameters auf die Messfrequenz und somit der Datenauflösung zurückzuführen. Die Zugversuche mit feinerodierten Proben wurden am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie in Erlangen und dabei zwar mit ansonsten gleichen Parametern aber einer

geringeren Messfrequenz durchgeführt. Hierbei ist auch eine deutlich höhere Standardabweichung zu erkennen (10 MPa vs. 2 MPa beim Fräsen). Das generelle Festigkeitsniveau im folgenden Verlauf liegt jedoch auf gleichem Niveau. Klar ersichtlich wurde, dass die Wahl des richtigen Präparationsverfahrens zu einem erhöhten Maß an Dehnung führt. An dieser Stelle sei auch noch auf die Wirtschaftlichkeit verwiesen. Während Feinerodieren das aufwendigste Verfahren dargestellt, wird dies durch Fräsen bereits reduziert. Die geringsten Kosten entstehen bei Nutzung eines Werkzeugs oder hoher Stückzahl durch das Feinschneiden. Hier muss das Werkzeug jedoch auch in regelmäßigen Abständen überarbeitet werden, um Werkzeugeinflüsse zu minimieren. In Anbetracht der zuvor vorgestellten Ergebnisse wird im Folgenden auf das Verfahren des Fräsens zurückgegriffen.

Auch unterschiedliche Einstellungen innerhalb des Fräsprozesses können einen erheblichen Einfluss auf die erzielten Kantenergebnisse nehmen. Es soll daher sichergestellt werden, dass mit den verwendeten Fräseinstellungen auch die bestmöglichen Ergebnisse erzielt werden. Im Folgenden werden daher die Ergebnisse unterschiedlicher Einstellungen gemäß Tabelle 7 in der Probenpräparation mittels Fräsen präsentiert. Abbildung 26 stellt die Bruchdehnung der drei untersuchten Werkstoffe in Abhängigkeit der Einstellungen aus Tabelle 7 bei einer Stichprobengröße von zehn Zugversuchen dar. Für den Werkstoff TS245 können nahezu keine Unterschiede beobachtet werden. Die erreichte Dehnung schwankt um gerade einmal ein Prozentpunkt zwischen den einzelnen Varianten. Auch die Festigkeit – dargestellt in Abbildung 27 – schwankt für diesen Werkstoff lediglich um 5 MPa.

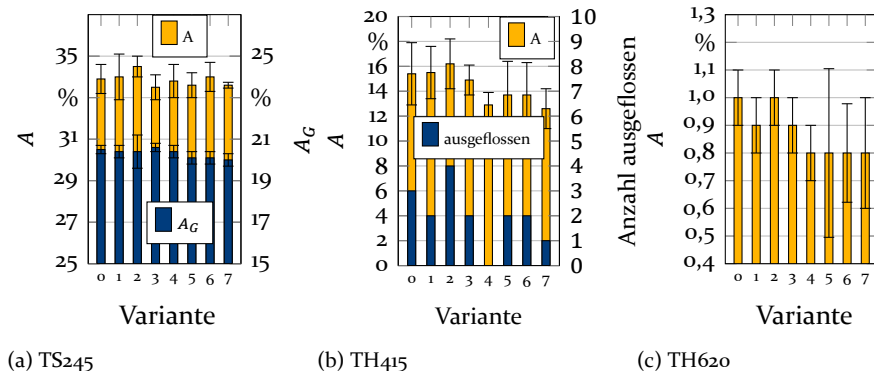


Bild 26: Bruchdehnung in Abhängigkeit unterschiedlicher Einstellungen in der Probenherstellung

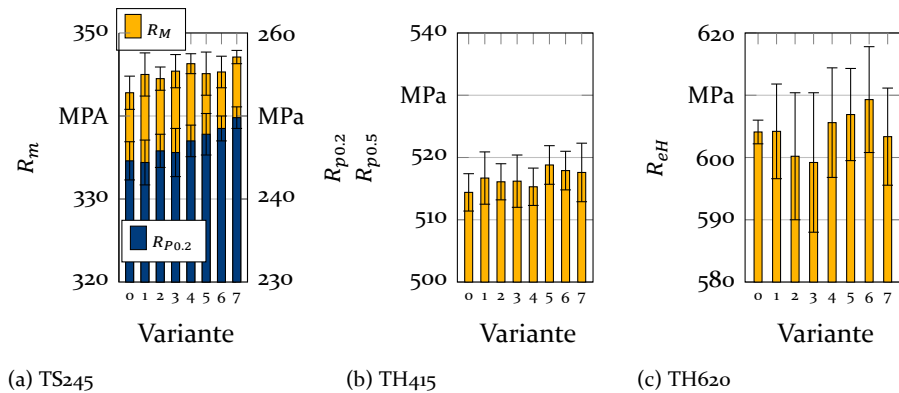


Bild 27: Festigkeit in Abhängigkeit unterschiedlicher Einstellungen in der Probenherstellung

Für den Werkstoff TH415 sind bereits deutlich größere Abweichungen zu beobachten. Die erreichte Dehnung zeigt Differenzen von maximal 4 Prozentpunkten. Die größte Abweichung zur Referenz (var1) zeigt die Variante mit überschrittener Standzeit des Fräasers (var7). Die Dehnung ist hier um ca. 19 % geringer. Ein Unterschied ist ebenfalls in der Anzahl der ausgeflossenen Proben zu erkennen, also folglich der Proben, die einen homogenen Formänderungszustand nach der Ausbreitung der Lüders Bänder erreichen. Während dies in der Status Quo Variante 30 % der Proben sind, erreicht für die Variante mit überhöhter Standzeit keine Probe mehr einen homogenen Formänderungszustand. Die Standzeit des Fräasers erscheint zu diesem Zeitpunkt also bereits relevant. In der Festigkeit können hingegen nur geringe Unterschiede von lediglich 4 MPa beobachtet werden. Der Werkstoff TH620 zeigt ebenfalls Unterschiede in der erreichten Dehnung. Diese liegen zwar nur in einem Bereich von 0,2 Prozentpunkten, bezogen auf die generell geringe Dehnung sind dies jedoch auch 20 % Abweichung. Auch hier zeigt der Status Quo die höchste Dehnung, während die Variante mit überschrittener Standzeit die geringsten Werte erzielt. Auffällig erscheint die hohe Standardabweichung insbesondere für die Variante 5 (geringe Vorschubgeschwindigkeit) und die Variante 7 mit überhöhter Standzeit. Die Signifikanz dieser Beobachtungen kann jedoch an dieser Stelle nicht geprüft werden. Die Festigkeiten der unterschiedlichen Varianten schwanken auch für diesen Werkstoff lediglich um 10 MPa. Bezogen auf die Dehnung und Festigkeit im Zugversuch kann also folglich geschlossen werden, dass nur geringe Unterschiede beobachtbar sind und der Status Quo bereits die besten Ergebnisse liefert. Ein Optimierungspotential scheint hier nicht gegeben.

In Abbildung 28 ist darauf aufbauend die Rauigkeit gemessen als  $R_A$ -Wert einmal für die Werte oben und unten bezogen auf den Stapel angegeben.

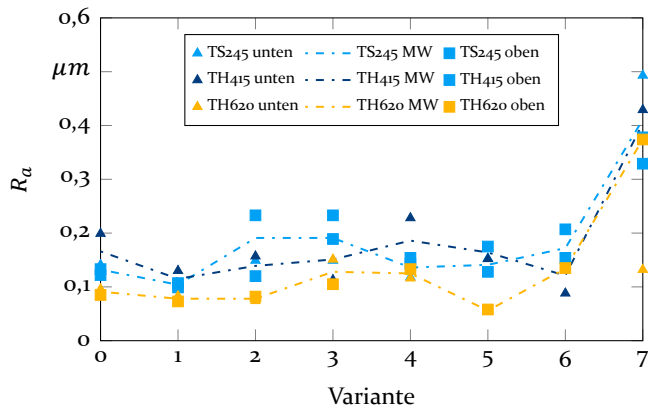


Bild 28: Rauigkeit der Probenkanten gemessen im Stapel mehrerer Proben nach dem Fräsen

Die Rauigkeit wurde mit einem MarSurf XC20 optischen Messgerät nach dem Fräsen auf der Probenseite im Stapel gemessen. Eine hohe Rauigkeit erhöht die Gefahr von Kantenrissen durch eine erhöhte Kerbwirkung von der Probenkante. Die Rauigkeit variiert über die unterschiedlichen Varianten und die drei Werkstoffe nur sehr gering mit Ausnahme der Variante 7. Für die Variante der überhöhten Standzeit des Fräasers kann ein deutlich höherer Rauigkeitswert gemessen werden, der mit ca. 0,4 fast doppelt so hoch wie der des Status Quo liegt. Die Rauigkeit wird in Abbildung 29 auch über lichtmikroskopische Aufnahmen beurteilt.

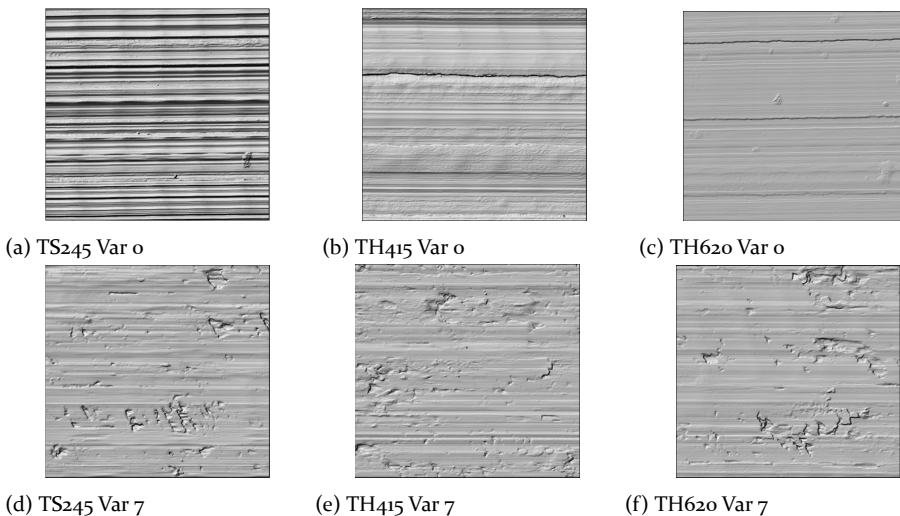


Bild 29: Lichtmikroskopische Aufnahmen der Stapelseite nach der Probenpräparation

Dargestellt sind für die drei unterschiedlichen Werkstoffe jeweils die Varianten 0 und 7 über die Stapelhöhe. Auch hier ist klar die deutliche höhere Rauigkeit der Variante mit überhöhter Standzeit im Vergleich zum Status Quo zu erkennen. Während für den Status Quo lediglich die Struktur der einzelnen übereinander gestapelten Blechebenen zu erkennen ist, können für die Variante 7 deutliche Einkerbungen, die aus dem Fräsprozess resultieren, erkannt werden. Dies resultiert aus der Abnutzung der Frässhneide, die in wiederum zu den deutlichen Einkerbungen im zu bearbeiten Blech führt. Letztlich wurde über die Proben ebenfalls die Mikrohärtigkeit gemessen. Diese wurde im Querschnitt mit drei Messpunkten über die Blechdicke am Rand der Probe und neun Messpunkten über die Blechbreite an der Blechoberseite gemessen. In Diagramm 30 sind diese Ergebnisse für die drei unterschiedlichen Werkstoffe als Balkendiagramm dargestellt. Auffallend ist vor allem die höheren Standardabweichungen der Variante 7 für alle drei Werkstoffe jedoch insbesondere für den Werkstoff TH620. Dies zeugt von einer unregelmäßig eingebrachten Verfestigung durch das Fräsen mit einem Fräser mit überhöhter Standzeit.

Zusammenfassend können für die Variation der Fräseinstellungen anhand drei unterschiedlicher Verpackungsstähle folgende Erkenntnisse gezogen werden. Der Fräsprozess im Status Quo mit 20 mm Fräser, 160 mm Vorschub und einer Stapelhöhe von ca. 30 Proben liefert die besten Ergebnisse hinsichtlich der erreichten Dehnung im Zugversuch und der Kantenqualität. Wichtig erscheint jedoch die Standzeit des Fräasers. Eine deutlich überhöhte Standzeit des Fräasers resultiert in erheblich schlechteren Präparationsergebnissen aufgrund der Abnutzung der Fräskopfschneide.

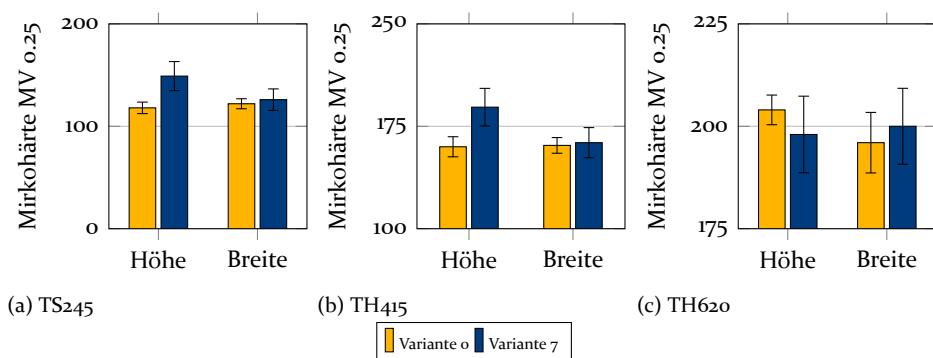


Bild 30: Gemessene Mikrohärtigkeit zweier unterschiedlicher Fräseinstellungsvariationen

### 5.1.3 Prüfgeschwindigkeit

Auch die Prüfgeschwindigkeit hat einen Einfluss auf die erreichte Bruchdehnung und ist vor allem relevant für die erzielte Festigkeit. Insbesondere dehnratensensitive Werkstoffe zeigen eine starke Abhängigkeit der Festigkeit von der Geschwindigkeit. Dies ist relevant, da Verpackungsstahlprodukte zumeist mit sehr hohen Geschwindigkeiten teils sogar in Folgeverbundprozessen gefertigt werden. Die Charakterisierung der Dehnratensensitivität ist somit von Bedeutung und wird im Rahmen dieses Abschnitts erfolgen. In Abbildung 31 sind zunächst die einzelnen Spannungs-Dehnungsverläufe der Versuche mit unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten für die drei Werkstoffe dargestellt. Beobachtet werden kann eine zunehmende positive Dehnratensensitivität mit abnehmender genereller Festigkeit der Werkstoffe. Für den Werkstoff TH620 ist kaum ein Unterschied im Festigkeitsniveau zu erkennen. Nach der qualitativen Bewertung der unterschiedlichen Dehnraten über den Spannungs - Dehnungsverlauf in Abbildung 31 werden nun die Unterschiede über die Festigkeiten in Abbildung 32 quantifiziert. Auch ist klar zu erkennen, dass die Dehnratensensitivität mit steigendem Temper abnimmt. Für den Werkstoff TS245 nimmt die Festigkeit von der Dehnrate  $0,0004 \text{ 1/s}$  auf  $40 \text{ 1/s}$  um ca.  $145 \text{ MPa}$  zu. Für den Werkstoff TH415 liegt dieser Wert bei  $110 \text{ MPa}$ . Für den Werkstoff TH620 kann nahezu keine Dehnratensensitivität beobachtet werden. Die Unterschiede von  $44 \text{ MPa}$  sind vielmehr auf die bereits beschriebene Auswerteunsicherheit in der Bestimmung des Wertes  $R_{eH}$  in Abhängigkeit der Versuchsparameter zurückzuführen. Die Betrachtung von Abbildung 31 legt dies ebenfalls nahe.

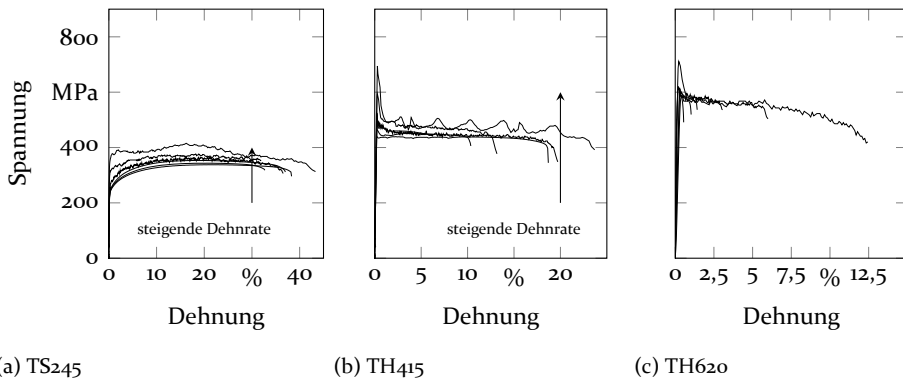


Bild 31: Einfluss der Dehnrate auf die Spannungs-Dehnungskurve unterschiedlicher Verpackungsstähle: Steigerung der Festigkeit mit steigender Dehnrate für die Werkstoffe TS245 und TH415

Abbildung 32 ist jedoch nicht die Verfestigung zu entnehmen. Unter Betrachtung der Zugfestigkeit für den Werkstoff TS245 ist lediglich eine Erhöhung von 80 MPa zu erkennen. Dies zeigt eine abnehmende Verfestigung mit steigender Dehnrates und kann über Versetzungsbewegungen, die bei hoher Dehnrates dynamisch eingeschränkt sind, erklärt werden. Die Parametrisierung des Modells nach Copwer-Symonds berücksichtigt dies jedoch nicht. Trotzdem werden im Folgenden die Parameter für dieses Modell und die drei untersuchten Werkstoffe gemäß Gleichung 59 auf Grundlage der Festigkeit bestimmt. In Abbildung 33 ist daher die Spannung über die logarithmierte Dehnrates aufgetragen.

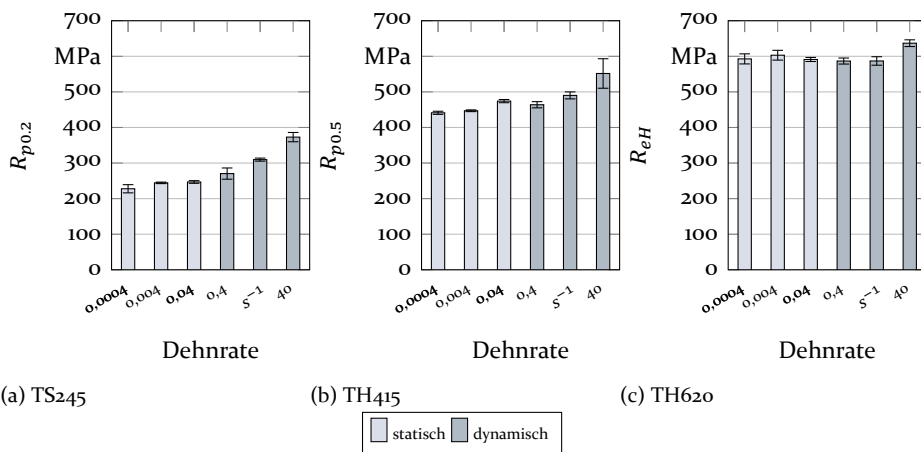


Bild 32: Veränderung der Festigkeit im Zugversuch in Abhängigkeit der Dehnrates

Die hohen Bestimmtheitsmaße – ausgenommen des Werkstoffs TH620 für den ohnehin nahezu keine Dehnratesensitivität beobachtbar ist – zeigen eine gute Approximation des Cowper-Symonds Modells an die vorliegende experimentelle Dehnratesensitivität. Diese liegt für den Werkstoff TS245 bei 0,81 und für den Werkstoff TH620 bei 0,79. Die daraus für das Cowper-Symonds Modell resultierenden Parameter ergeben sich wie folgt. Werkstoff TS245:  $C=185,73$ ,  $p=3,5136$ . Werkstoff TH415:  $C=8829$ ,  $p=3,8030$ . Für den Werkstoff TH620 wurden diese Koeffizienten aufgrund der geringen Dehnratesensitivität nicht bestimmt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Dehnratesverhalten im Vergleich unterschiedlicher Verpackungsstähle erstmals aufgezeigt und miteinander verglichen. Insbesondere zeigen die Ergebnisse eine abnehmende Dehnratesensitivität mit steigender Festigkeit des Materials. Daher wird die Berücksich-

tigung dieser in der Materialmodellierung vor allem für Verpackungsstähle geringerer Festigkeit empfohlen.

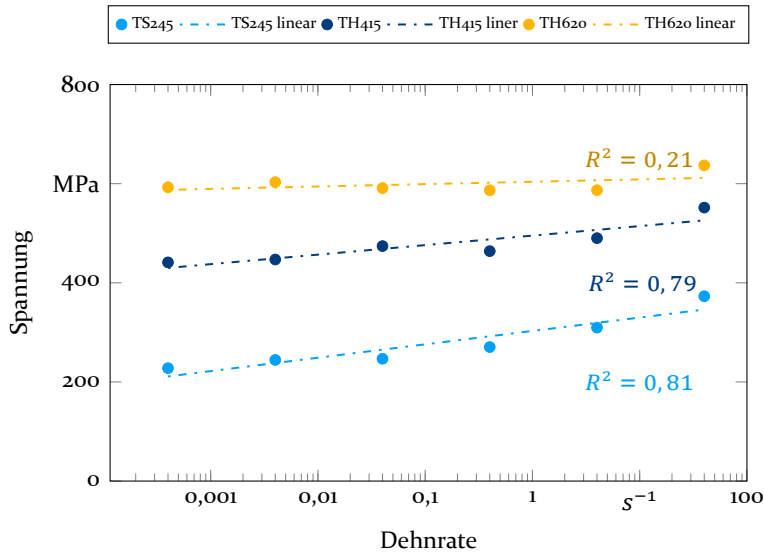


Bild 33: Festigkeiten in Abhängigkeit der Dehnrate im Zugversuch

Die bisherige Analyse beschränkt sich auf die Festigkeitsveränderung in Abhängigkeit der Dehnrate. Aber auch die erzielte Dehnung variiert maßgeblich mit Variation der Umformgeschwindigkeit, wie es bereits in Abschnitt 2.2.3 beschrieben wurde. In Abbildung 34 ist die erzielte Bruchdehnung für die einzelnen Werkstoffe und Dehnraten dargestellt. Für den Werkstoff TS245 ist nur eine geringe Sensitivität der Dehnrate bezüglich der Bruchdehnung festzustellen. Die Bruchdehnung liegt in einem Bereich zwischen 35,53 % und 42,33 % mit leicht steigender Tendenz hin zu höheren Dehnraten. Für den Werkstoff TH415 kann zunächst eine hohe Streuung beobachtet werden. Die Bruchdehnung nimmt innerhalb der quasistatischen Versuche ab – eine geringere Dehnrate führt eher zum Ausfließen der Werkstoffe, da die lokale Lüdersdehnung bei geringen Geschwindigkeiten geringer ist, wie es bereits Magd et al. zeigten [81]. Mit den dynamischen Versuchen nimmt die erreichte Dehnung hingegen wieder zu. Eine Erklärung für dieses Phänomen kann an dieser Stelle nicht gegeben werden. Betrachtet man die Ergebnisse für den Werkstoff TH620, fällt sofort die deutlich zunehmende Bruchdehnung mit steigender Dehnrate auf. Die Bruchdehnung erhöht sich von 0,67 bei einer Dehnrate von 0,0004 1/s auf 11,98 % bei einer Dehnrate von 40 1/s und somit um 1688 %. Dieses Phänomen, welches hier für den festesten Werkstoff zu beobachten ist, ist zunächst nicht durch die Literatur zu erklären.

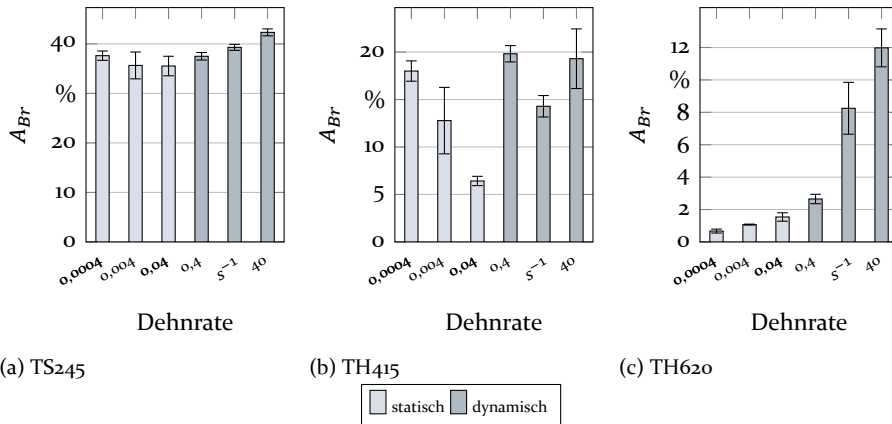


Bild 34: Bruchdehnung im Zugversuch in Abhängigkeit der Dehnrate für drei untersuchte Verpackungsstähle

Um an dieser Stelle ausschließen zu können, dass durch adiabatische Effekte die Probe so stark aufheizt, dass es zu Erholungs- bzw. Rekristallisationseffekten kommt, wurden Proben in einer Geschwindigkeit von 40 1/s gezogen und mittels Wärmebildkamera vermessen. Der Versuchsaufbau hierzu ist im Anhang in Abbildung 118 dargestellt. Die Proben wurden nicht mit ARAMIS gemessen, um einen Effekt der Kameras, sowie der Beleuchtung ausschließen zu können. Die Ergebnisse der Temperaturverläufe für den Werkstoff TH620 bei einer Geschwindigkeit von 40 1/s sind im Anhang in Abbildung 119 für acht Reproduzierungsversuche dargestellt. Zu erkennen ist klar, dass die Temperatur auf der Probe in der Spitze die 80 °C für keinen der Versuche überschreitet. Rekristallisationseffekte können daher an dieser Stelle ausgeschlossen werden, die ab ca. 40 % der Schmelztemperatur beginnen. Auch das Erholungseffekte, die ab ca. 400 °C auftreten, können nahezu ausgeschlossen werden, da zudem auch beide Phänomene – sowohl Rekristallisation als auch Erholung – zeitabhängige Phänomene darstellen und die Versuche hingegen aber bei der hohen Geschwindigkeit innerhalb weniger Millisekunden ablaufen [131]. An dieser Stelle kann dieses Phänomen folglich nicht abschließend erklärt werden. Möglich wäre aufgrund der hohen Geschwindigkeiten und großen Versetzungsdichte eine gehemmte Blockierung der Versetzungsbewegung. Die genaue Untersuchung sei an dieser Stelle aber in Ausblick gestellt. Trotzdem ermöglicht die bei hohen Umformgeschwindigkeiten erreichte Dehnung bei gleichzeitig geringer Dehnratensensitivität eine für die Charakterisierung umfassendere Zugversuchsauswertung.

### 5.1.4 Bestimmung der Fließkurve in der Einschnürzone

Um die Auswertung über die Gleichmaßdehnung hinaus zu ermöglichen, wird im Folgenden das Modell von Paul et al., wie es in Abschnitt 2.2.1 beschrieben wurde, verwendet [37]. Es basiert auf der Nutzung des Dehnratenverhältnisses zwischen Haupt- und Nebenformänderung und der Einbeziehung des Hill48 Fließorts zur Berechnung des multiaxialen Spannungszustands in der Einschnürung. Die Auswertung erfolgt mittels DIC für die A20 Proben und einer Geschwindigkeit von 0,004 1/s im Bereich der Einschnürung mittels drei Reihen an Facetten über die Probenbreite. Die Facettengröße beträgt 19 Pixel bei einem Abstand von acht Pixeln, welches bezogen auf den Messabstand und die Auflösung einer Facettengröße von 0,35 mm entspricht. In Abbildung 35 sind die Ergebnisse für den Werkstoff TS245 aufgetragen. Zu erkennen ist ein leichtes Abfallen des r-Werts im Verlauf des Umformgrads, insbesondere im Bereich der Einschnürung und ein Anstieg des Dehnratenverhältnisses mit Beginn der Einschnürung. Die beiden Verläufe fließen in die lokale Auswertung der Darstellung in Abbildung 35 (b) ein. Die gestrichelte Linie zeigt die Auswertung in der Einschnürzone ohne Korrektur des multiaxialen Spannungszustands. Das deutlich höhere Maß an Dehnung im Vergleich zur Standardauswertung über die Messlänge bis zur Einschnürung ist klar zu erkennen.

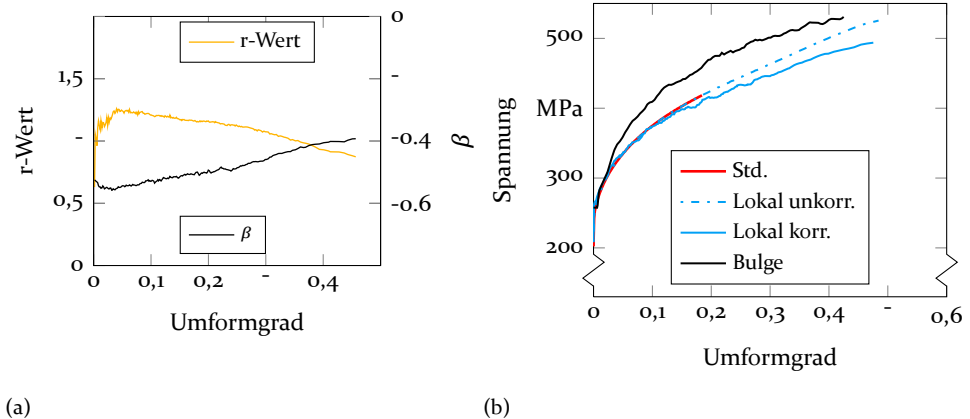


Bild 35: Lokale Auswertung der Fließspannung in der Einschnürung für den Werkstoff TS245

Der abgebildete Umformgrad erhöht sich von ca. 0,18 bis auf 0,47 und somit um 160 %. Ohne eine Korrektur des Spannungszustands überschätzt die dargestellte Kurve jedoch die Verfestigung im einachsigen Spannungszustand. Dies wird insbesondere im Vergleich zu dem dargestellten Tiefungsversuch deutlich. In blau ist nun die Fließkurve für die lokale Auswertung mittels des

Modells nach Paul et al. dargestellt (Bezeichnet als 'Lokal korr.'). Die Verfestigung ist nun deutlich geringer und geht einher mit dem Tiefungsversuch. Für den Werkstoff TH415 können die Ergebnisse Abbildung 36 entnommen werden. Insbesondere ist ein deutlicher Anstieg des Dehnratenverhältnisses mit Beginn der Einschnürung zu beobachten. Mit Blick auf 36 (b) kann die deutliche Zunahme des erreichten Umformgrads durch die lokale Auswertung über die Einschnürung hinaus festgestellt werden. Der erreichte Umformgrad erhöht sich ausgehend von 0,08 auf 0,38 und somit um 375 %. Die lokale Auswertung ohne Korrektur der Multiaxialität in der Einschnürungszone bildet jedoch wie bereits für den Werkstoff TS245 eine zu starke Verfestigung ab. Dies wird durch die Verwendung des Modells nach Paul et al. korrigiert. Die somit erzielte Kurve geht im Verfestigungsverhalten annähernd mit den Daten aus dem Tiefungsversuch einher.

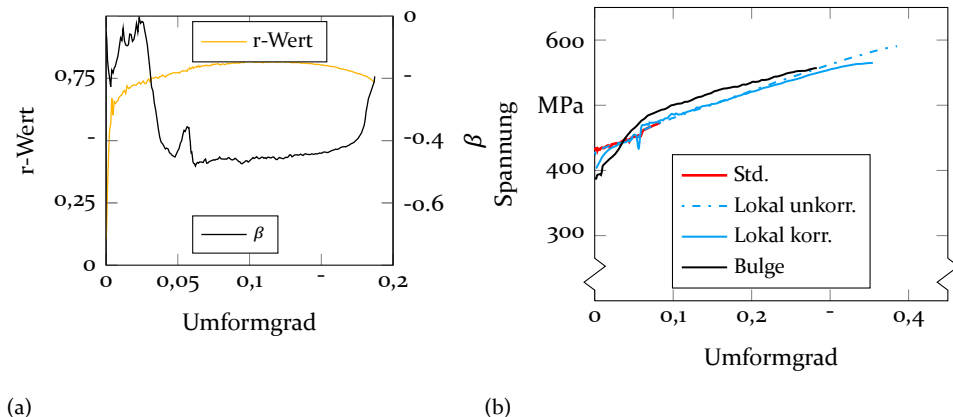


Bild 36: Lokale Auswertung der Fließspannung in der Einschnürung für den Werkstoff TH415

Im Folgenden werden die Kurven 'Lokal korr.' für die Werkstoffe TS245 und TH415 zur Implementierung der Fließkurve in der Simulation und der zu vorigen Extrapolation dieser verwendet. Eine Validierung erfolgt in Kapitel 7. Für den Werkstoff TH620 reicht das Maß an Dehnung in Längsrichtung nicht aus, um eine lokale Auswertung präzise mittels Spannungszustandsbereinigung durchzuführen. Die Fließkurve sei daher für diesen Werkstoff im Folgenden mittels biaxialer Daten extrapoliert.

Die Implementierung einer Fließspannungsauswertung in der Einschnürungszone ermöglicht für Verpackungsstähle eine deutliche Vergrößerung der durch den Zugversuch abgedeckten Verfestigungskurve. Insbesondere für den Werkstoff TH415, für den über die konventionelle Auswertung des Zugversuchs lediglich Umformgrade bis hin zu 0,08 abgebildet wurden, ermög-

licht die vorgestellte Methode eine enorme Steigerung der experimentellen Datengrundlage. Die präsentierten Ergebnisse bilden daher im Folgenden die Grundlage, um das Verfestigungsverhalten von Verpackungsstählen in Zukunft in der Simulation deutlich präziser modellieren zu können.

## 5.2 Fließkurve im biaxialen Streckziehen

Die Fließkurve beschreibt das Verfestigungsverhalten im uniaxialen Spannungszustand. Die aus dem Tiefungsversuch berechnete Kurve resultiert jedoch aus einem biaxialen Spannungszustand. Um den Tiefungsversuch folglich in der Simulation zur Implementierung des Verfestigungsverhalten verwenden zu können, bedarf es einer Transformation des biaxialen Spannungszustands auf den uniaxialen Spannungszustand. Beier et al. [18] beschreiben dies durch die Bildung eines Faktors  $Y$  zwischen Tiefungsversuch und Zugversuch.

$$\frac{\sigma_b}{\sigma_0} = Y \quad (60)$$

$$\varepsilon_v = Y(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (61)$$

Dieser Ansatz wird im Folgenden dazu verwendet, Tiefungsversuche für die Werkstoffe aus Tabelle 3 auf den einachsigen Zustand zu transformieren. Die Ergebnisse sind in Abbildung 37 dargestellt. Das Spannungsverhältnis wird zwischen dem lokal ausgewerteten Zugversuch und dem Tiefungsversuch bestimmt. Der Verlauf der Spannungsverhältnisse ist für alle Werkstoffe in der rechten Abbildung dargestellt. Gut zu erkennen ist der Verlauf in eine Sättigung nach einem Anstieg zu Beginn. Die Ermittlung des Faktors zur Transformation erfolgt daher als Mittelwertbildung in den letzten zwei Prozent Dehnung des Verlaufs. Die Ergebnisse zeigen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den transformierten Tiefungsversuchen und den lokal ausgewerteten Zugversuchen. Während für den Werkstoff TS245 noch eine Verfestigung mit einem  $n$ -Wert von 0,176 beobachtet werden kann, nimmt dieses Verfestigungsverhalten für den Werkstoff TH415 bereits ab ( $n=0,107$ ) und resultiert für den Werkstoff TH620 in nahezu ideal-plastischem Verhalten (gemessen für den Tiefungsversuch zwischen 0,1 Umformgrad und Versagen). Dies rührt aus den unterschiedlich starken Walzgraden, die in einer unterschiedlich starken Vorverfestigung resultieren und maßgeblich für das Umformverhalten relevant sind. Der ermittelte  $Y$ -Faktor beträgt für den Werkstoff TS245 1,08, für den Werkstoff TH415 1,02 und für den Werkstoff TH620 1,04. Hier wird ersichtlich, dass für alle drei untersuchten Verpackungsstähle das Verhältnis zwischen biaxialer Festigkeit und uniaxialer Festigkeit größer als eins ist und somit in der Abbildung des Fließort nach Hill48 zu Problemen führt, wenn die  $r$ -Werte kleiner als eins sind. Hierauf wird im späteren

näher eingegangen. Dies bestätigt auch für höherfeste Verpackungsstähle das Phänomen einer höheren biaxialen Spannung im Vergleich zum einachsigen Zug, welches Majernikova bereits 2016 [115] für einen TS275 beobachtete und als Besonderheit des Verpackungsstahls herausstellte. Die Berücksichtigung ist daher an dieser Stelle essentiell. Die Ergebnisse ermöglichen zum einen durch die Nutzung von Tiefungsversuchen die Beschreibung des Verfestigungsverhalten bis zu höheren Umformgraden. Zum anderen können sie zur Kalibrierung komplexer Fließortmodelle wie dem Yld2000-2d verwendet werden, ohne den anfänglichen Fließbeginn der Tiefungsversuche zu verwenden, der aufgrund der Radiusermittlung sehr stark streut.

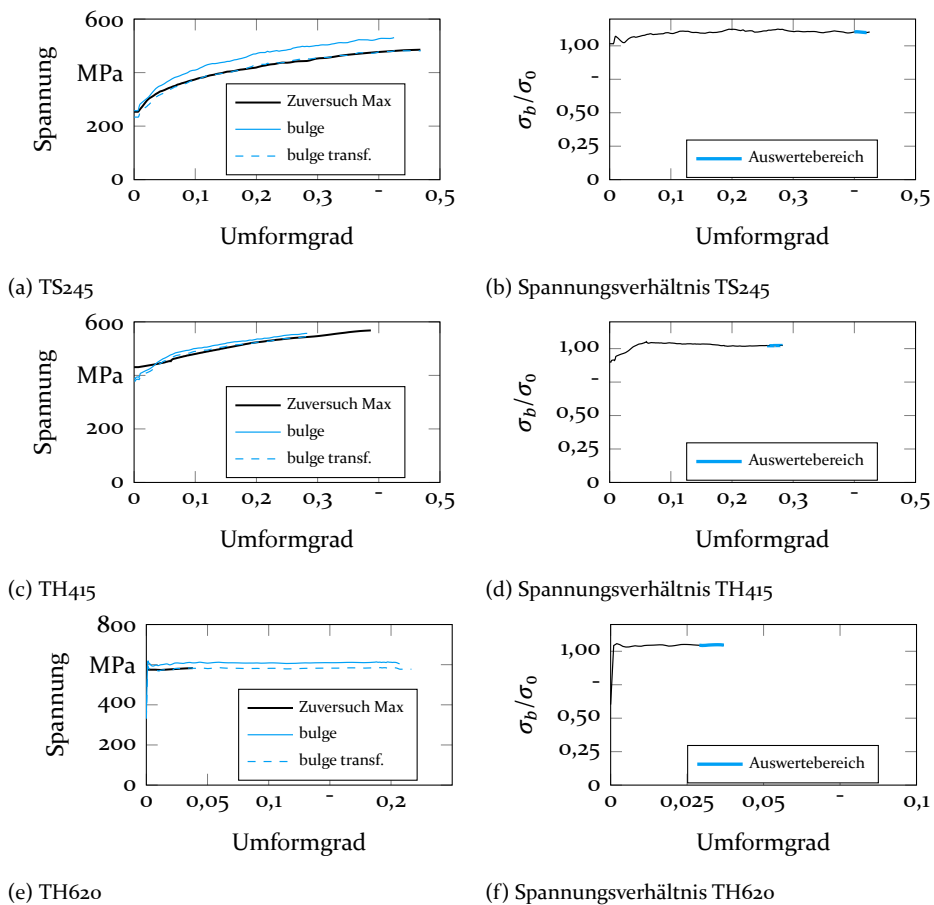


Bild 37: Transformation der biaxialen Fließkurven aus dem Tiefungsversuch auf die uniaxiale Fließkurve des Zugversuchs

### 5.3 Fließkurvenextrapolation

Die Extrapolation der experimentellen Fließkurvendaten ist nötig, um das Verfestigungsverhalten in der Simulation auch zu höheren Umformgraden abbilden zu können. In Abbildung 38 ist die Extrapolation der Zugversuche mittels A<sub>20</sub> Geometrie dargestellt, die über den gesamten Messbereich bis hin zur Gleichmaßdehnung ausgewertet wurden. Der Werkstoff TH620 ist an dieser Stelle daher nicht dargestellt, da die Längsrichtung aus dem Zugversuch zu wenig experimentelle Grundlage bietet, als dass eine Extrapolation valide möglich wäre. Auf die Extrapolation wird für diesen Werkstoff mit Hilfe des Bulgetests in der nächsten Abbildung eingegangen.

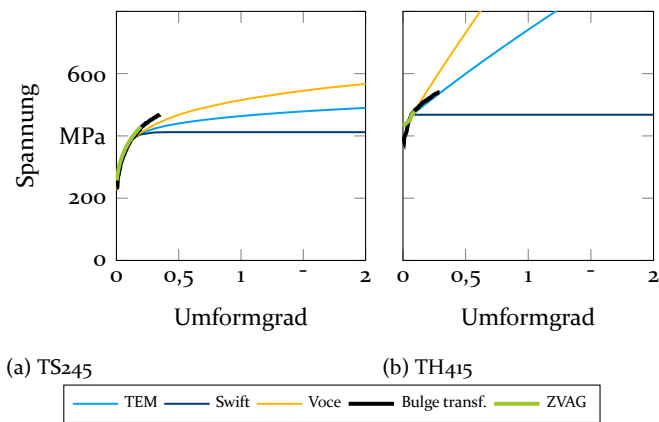


Bild 38: Fließkurvenextrapolation auf Grundlage des Zugversuchs (A<sub>20</sub>-Probe) mit Auswertung im Messbereich

Vergleichend abgebildet sind die Extrapolationsmethoden nach Swift, Voce und die Kombination bezeichnet als thysenkrupp Extrapolationsmethode (im Folgenden abgekürzt als TEM). Vergleichend zu den transformierten Tiefungsversuchsergebnissen fällt auf, dass die Extrapolation dieses Verhalten nicht abbilden kann. Für den Werkstoff TS<sub>245</sub> unterschätzen alle Extrapolationsmethoden die Verfestigung erheblich. Dies kann für den Werkstoff TH<sub>415</sub> ebenfalls für die Extrapolation nach Swift beobachtet werden, während die Extrapolation nach Voce die Verfestigung deutlich überschätzt. Die Kombination ist ebenfalls nicht in der Lage, die Steigung des Tiefungsversuchskurve ausreichend weiterzuführen. Die Zugversuche liefern insbesondere für den Werkstoff TH<sub>415</sub> eine zu geringe experimentelle Datengrundlage, um eine verlässliche Extrapolation zu gewährleisten. Dies wird verbessert durch die lokale Auswertung des Zugversuchs über die Gleichmaßdehnung hinaus

gemäß der Ergebnisse aus Abschnitt 2.1.4. Die Extrapolation ist für die Modelle nach Swift, Voce und der Kombination TEM in Abbildung 39 dargestellt. Hierbei ist zunächst die sehr gute Übereinstimmung der abgebildeten Verfestigungsverhalten zwischen den transformierten Tiefungsversuchsdaten und den lokal ausgewerteten Zugversuchsdaten für die beiden Werkstoffe TH<sub>415</sub> und TS<sub>245</sub> zu erkennen. Auffallend ist auch nochmals die höhere Dehnung der lokalen Zugversuchsdaten im Vergleich zum Tiefungsversuch. Die beste Approximation des experimentellen Verfestigungsverhalten liefert die Kombination aus Swift und Voce für die Werkstoffe TH<sub>415</sub> und TS<sub>245</sub>. Der inhomogene Lüdersbereich für den Werkstoff TH<sub>415</sub> wird linear gefittet zwischen Streckgrenze und Fließbeginn. Für die beiden Werkstoffe TH<sub>415</sub> und TS<sub>245</sub> wird in der Validierung die Fließkurvenextrapolation TEM aus Abbildung 39 verwendet. Diese ist auch in der LS-DYNA Materialkarte zu finden. Um einen Vergleich zu liefern, wird als Referenz die Extrapolation TEM aus Abbildung 38 herangezogen, welche die Vorgehensweise des Stand der Technik repräsentiert.

Neben der Extrapolation der lokalen Zugversuchsdaten besteht die Möglichkeit, die Tiefungsversuchsdaten für die Extrapolation heranzuziehen. Die Nutzung der transformierten Tiefungsversuche zur Extrapolation vor allem für höherfeste Verpackungsstähle ist in der Veröffentlichung von Knieps et al. aus dem Jahre 2020 zu finden [P<sub>1</sub>]. Für den Werkstoff TH<sub>620</sub> reicht die alleinige Extrapolation der lokalen Zugversuchsdaten nicht aus. Daher wird an dieser Stelle auf die Extrapolation der transformierten Tiefungsversuchsdaten zurückgegriffen. Hierzu werden zunächst die Zugversuchsdaten mittels der transformierten Tiefungsversuchsdaten verlängert und anschließend erfolgt die Extrapolation mittels Swift, Voce und der Kombination. Da nahezu kein Verfestigungsverhalten zu beobachten ist, bilden alle drei Modelle ein idealplastisches Verhalten ab, wie 39 (c) zu entnehmen ist. Für die Validierung in Kapitel 7 wird ausschließlich die Fließkurve aus Abbildung 39 (c) verwendet, da keine Referenz zuvor möglich war. Die auf Grundlage der entwickelten Methode präsentierten Ergebnisse ermöglichen die Abbildung der Verfestigung der drei unterschiedlichen Verpackungsstähle in der Simulation bis hin zu Umformgraden von 2. Hierbei wird deutlich, dass die Voraussetzung für eine adäquate Extrapolation eine möglichst große experimentelle Datengrundlage bildet. Diese wurde im Rahmen dieses Kapitels durch die Optimierung des Zugversuchs durch Verwendung von miniaturisierten Geometrien, angepassten Probenpräparationsverfahren und vor allem der Auswertung in der Einschnürungszone erzielt. Gleichzeitig konnte die experimentelle Grundlage auch zusätzlich durch die Verwendung von Tiefungsversuchen gesteigert werden. Neben der experimentellen Grundlage ist auch das Verfahren der Extrapolation entscheidend für die Abbildungsge-

naugkeit insbesondere außerhalb des durch die Experimente abgedeckten Bereichs. Das Vorgehen hierzu wurde im Rahmen dieser Arbeit für Verpackungstähle neu entwickelt und vorgestellt.

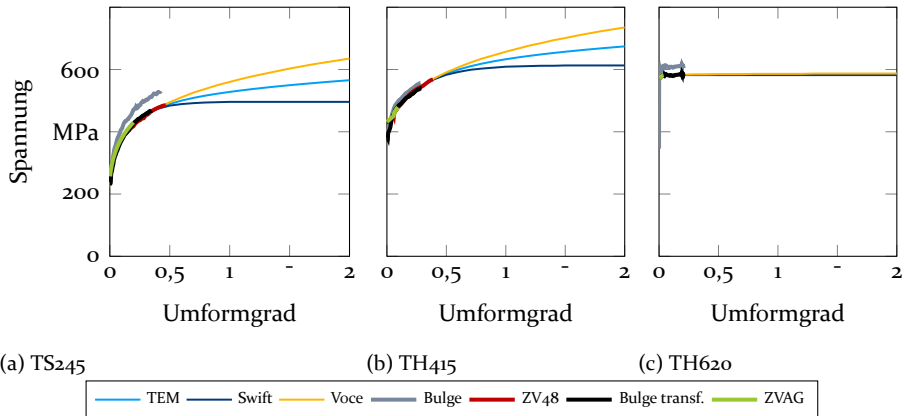


Bild 39: Fließkurvenextrapolation durch Nutzung lokaler Zugversuchsdaten im Vergleich zu transformierten Tiefungsversuchsdaten



## 6 Charakterisierung der anisotropen plastischen Werkstoffeigenschaften

Die Abbildung der anisotropen Werkstoffeigenschaften ist essentiell für die Simulation unterschiedlicher Umformprozesse. Diese können wie bereits in Abschnitt 2.1.2 angesprochen durch die Implementierung anisotroper Fließortmodelle erfolgen, die sich maßgeblich in der Komplexität und somit den benötigten Eingangsparametern unterscheiden. Berücksichtigung in den meisten der anisotropen Modelle finden  $r$ -Werte, die das Fließverhalten in uniaxialem Zustand in Abhängigkeit unterschiedlicher Orientierungen beschreiben. Unterschiede in diesen führen zu dem bereits beschriebenen Zipfelverhalten. Grundlage für dieses Phänomen sind unterschiedliche Texturen, die sich im Laufe des Herstellungsprozesses ausbilden. Um im Folgenden zunächst fundiert beschreiben zu können, welche Arten von Zipfeln im Verpackungsbereich existieren und wie diese im Laufe des Produktionsprozesses aufgrund von Texturausbildung zu Stande kommen, wird in den ersten Abschnitten der Zusammenhang zwischen Textur, Zipfel und  $r$ -Wert genauer untersucht. Auch um eine Aussage treffen zu können, welche Anforderungen an die Komplexität der Modelle für die Implementierung im Verpackungsbereich gestellt sein müssen. Darauf aufbauend wird nachfolgend eine Methode entwickelt, die die  $r$ -Wert Aufnahme für alle Verpackungstähle und somit die Abbildung des Zipfelverhaltens in der Simulation ermöglicht. Hierbei werden zunächst die Standardauswertemethodik des Zugversuchs, die auch in der Norm beschrieben ist [28], optimiert und lokale Verfahren implementiert. Darauf folgend werden analytische und ein im Rahmen dieser Arbeit entwickeltes inverses numerisches Verfahrens sowie die Ermittlung aus Texturdaten miteinander verglichen. Das anisotrope Verhalten wird jedoch nicht nur durch  $r$ -Werte in unterschiedlichen Richtungen beschrieben. Vielmehr unterscheidet sich auch das Verhalten des Werkstoffs im Streckziehen bzw. dem Bereich ebener Dehnung. Dieser Bereich kann durch komplexe Fließortmodelle wie Yld2000-2d ebenfalls parametrisch beschrieben werden. Daher wird in diesem Kapitel eine Methode zur Charakterisierung dieses Fließortbereichs im ersten Quadranten geliefert. Zu guter Letzt werden verschiedene Fließortmodelle miteinander verglichen und die jeweiligen Kennwerte hierzu ermittelt aber auch das plastische Verhalten unterschiedlicher Verpackungstähle analysiert.

## 6.1 Identifikation des anisotropen Umformverhaltens mittels Texturdaten und Zipfelbildung

In rotationssymmetrischen Tiefziehbauteilen treten durch plastische Anisotropie von Blechwerkstoffen sogenannte Zipfel auf. Zipfel beschreiben die unterschiedlich hohe Napfhöhe über den Umfang. Dies resultiert aus unterschiedlichem Verhalten des Werkstoffs in der Blechebene in Bezug zur Orientierung der Walzrichtung. Solche Zipfelphänomene sind in der Umformung zumeist unerwünscht und verursachen einen Trimmprozess, um Verschleiß- bzw. Falzprozesse zu ermöglichen und einhergehend somit Materialausschuss. Die genaue Beschreibung und somit auch die simulative Abbildung dieser anisotropen Phänomene ist auch im Verpackungsbereich von großer Bedeutung. Wie bereits in Abschnitt 2.1.5 beschrieben resultiert unterschiedliches anisotropes Verhalten aus unterschiedlichen Texturen. Das genaue Verständnis der Texturentwicklung und der daraus resultierenden Zipfelbildung ist somit von essentieller Bedeutung.

### 6.1.1 Zipfligkeit im Napfzug

Verpackungsstähle lassen sich in drei Zipfelkategorien unterteilen. Zum einen treten vier Zipfel mit Bergen in  $0^\circ$  und  $90^\circ$  zur Walzrichtung auf, die im Verpackungsstahlsektor und auch im Folgenden als 4er SR (Single reduced) Zipfel bezeichnet werden. Des Weiteren treten sechs Zipfel mit Bergen in  $0^\circ$  und  $60^\circ$  Orientierung auf, die als 6er Zipfel bezeichnet werden. Letztlich existiert ebenfalls das Phänomen von vier sehr stark ausgeprägten Zipfeln mit Bergen in  $45^\circ$  Orientierung zur Walzrichtung, welche als 4er DR (Double reduced) Zipfel bezeichnet werden. In Abbildung 40 ist für die sechs Werkstoff aus Tabelle 4 das soeben beschriebene Zipfelverhalten abgebildet und in die drei Kategorien unterteilt.

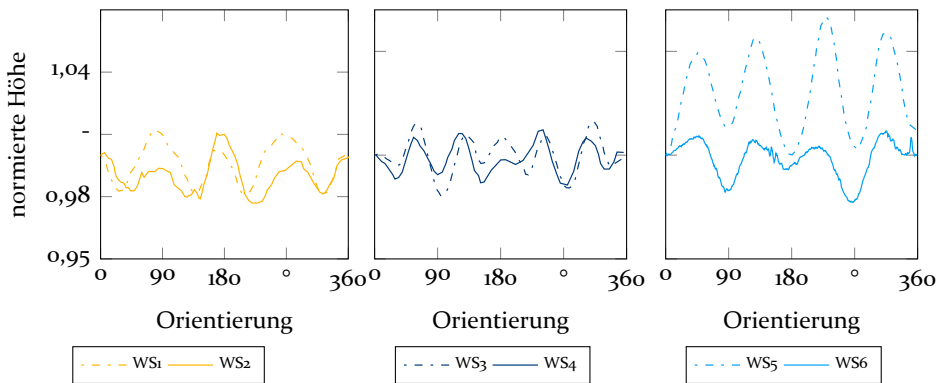


Bild 40: Kategorien von Zipfelercheinung im Verpackungsstahl an je zwei Werkstoffbeispielen

Die Zipfelhöhe ist für eine bessere Vergleichbarkeit normiert. Zu erkennen ist jedoch trotzdem, dass 6er Zipfel zu einer deutlich geringeren Zipfelhöhe führen als 4er DR Zipfel. Die Bedeutung, die Entstehung der Zipfel zu verstehen und dann die Ausprägung steuern zu können, wird ersichtlich. Analysiert man ebenfalls die unterschiedlichen r-Werte, die auf Grundlage der Texturen und Taylor-Theorie berechnet wurden, können die folgenden Beobachtungen gemäß der Darstellung in den Abbildungen 41 gemacht werden.

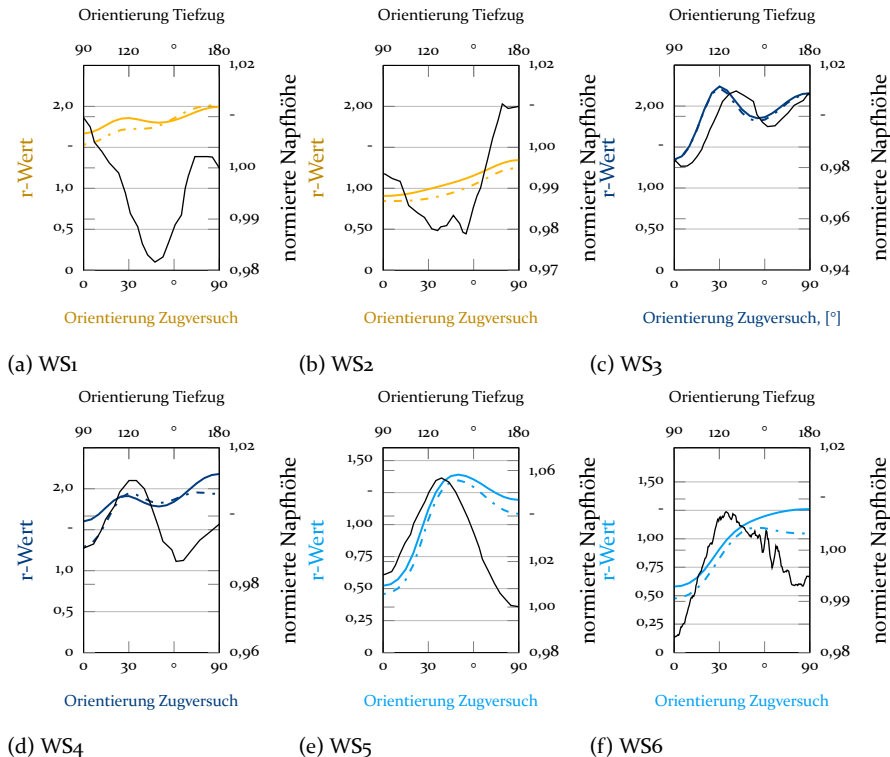


Bild 41: Vergleich des durch die Textur berechneten r-Wert Verlaufs zu den um  $90^\circ$  verschobenen normierten Napfhöhen (schwarz) für die Werkstoffe WS1-WS6 aus Tabelle 4. Gestrichelt: Auswertung an der Oberseite. Durchgezogen: Auswertung in der Blechmitte

Dargestellt ist der r-Wert Verlauf über die Orientierung auf den primären Achsen und der Zipfelverlauf auf den sekundären Achsen. Die Orientierung ist um  $90^\circ$  verschoben zu einander dargestellt, da wie in Abschnitt 2.2.2 beschrieben, der r-Wert in  $90^\circ$  gedrehter Orientierung für die Zipfelentstehung verantwortlich ist. Für die Darstellung der 6er Zipfel sowie der 4er DR Zipfel kann eine gute Übereinstimmung der Verläufe festgestellt werden. Für den 6er Zipfel weisen die Zugversuche ein Maximum der r-Werte in

120° und 180° auf, während die Zipfel ihr Maximum in 30° und 90° aufweisen. Insbesondere für den Werkstoff in Abbildung 41 (c) ist hier eine sehr gute Übereinstimmung erkennbar. Und auch für die beiden Werkstoffe des 4er DR Zipfel zeigen die r-Werte ihr Maximum in 135° Richtung, während die Zipfel ihr Maximum in 45° Richtung zeigen. Lediglich für die 4er SR Zipfel kann eine solche Übereinstimmung nicht festgestellt werden gemäß Abbildung 41 (a) und (b). Dies resultiert vermutlich aus der unzureichenden r-Wert Berechnung auf Grundlage der Texturdaten unter Nutzung der Taylor-Theorie. Hierauf soll im späteren nochmals eingegangen werden.

### 6.1.2 Einfluss des Gesamtwalzgrades auf die Zipfligkeit

Die Abhängigkeit der Zipfelhöhe von der Art des Zipfels wurde bereits zuvor diskutiert. Die geringste Zipfelhöhe entsteht durch die Ausbildung von 6er Zipfeln, wie es auch bereits in der Literatur beschrieben wurde [132]. Gleichzeitig kann beobachtet werden, dass die Ausprägung der Zipfelhöhe mit dem Gesamtkaltwalzgrad zusammenhängt, also folglich der Kombination aus Kaltwalzen und dem Nachwalzen nach der Glühe. Für unterschiedliche Verpackungsstahlgüten ergibt sich somit ein individuelles Minimum in Abhängigkeit des Gesamtkaltwalzgrades bei dem 6er Zipfel ausgebildet werden. Zur Erreichung der jeweils spezifischen Enddicke und der gewünschten mechanischen Eigenschaften ist nicht jede Kombination realisierbar, da nicht beliebig dünnes Warmband eingesetzt werden kann. In Abbildung 42 wird ersichtlich, dass sich das Zipfelminimum mit steigendem Kohlenstoffgehalt sukzessive in Richtung höherer Gesamtkaltwalzgrade verschiebt.

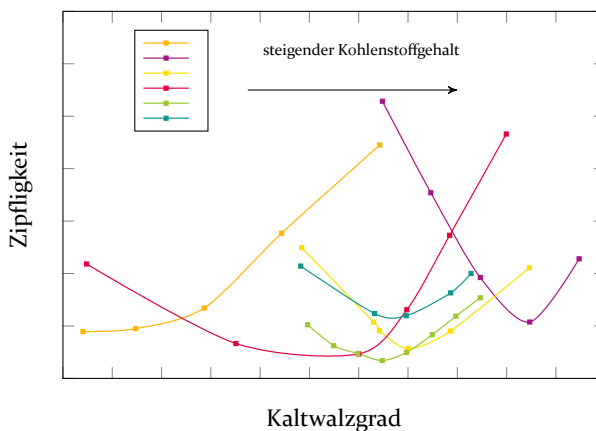


Bild 42: Entwicklung der Zipfligkeit in Abhängigkeit des Kaltwalzgrades und des Kohlenstoffgehalts

Zum jetzigen Zeitpunkt kann jedoch nicht nachvollzogen werden, welche Prozesse sich auf welche Textur auswirken und somit die Entstehung der unterschiedlichen Zipfel bewirken. Hierauf wird in den folgenden Abschnitten eingegangen.

### 6.1.3 Textur von Verpackungsstählen

Zur Darstellung der Texturen der in Tabelle 4 aufgelisteten Werkstoffe wird auf die Darstellung im Eulerraum zurückgegriffen. Die drei Eulerwinkel beschreiben die diskrete Orientierung der Texturen zur Probenlage. Die Konvention der Eulerwinkel in ihrer Lage im Raum kann Abbildung 43 (b) entnommen werden. Die Orientierungsverteilungsfunktion beschreibt in Abhängigkeit der drei Eulerwinkel die Intensität einzelner Orientierungen. Zur vereinfachten Darstellung erfolgt diese in Form von Schnitten durch den Eulerraum. Die unterschiedlichen Schnitte können Abbildung 43 (a) entnommen werden.

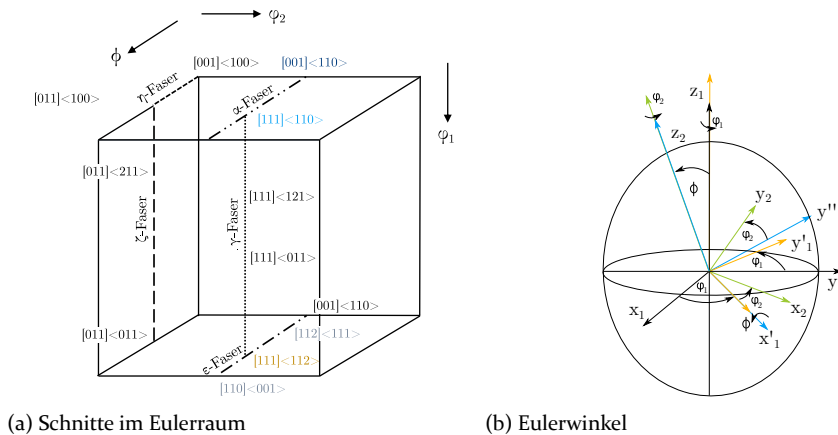


Bild 43: Texturorientierungen im Eulerraum und Schnitte zur vereinfachten Darstellung

Im Folgenden werden für die sechs untersuchten Verpackungsstähle die  $\alpha$ ,  $\gamma$ ,  $\varepsilon$ ,  $\eta$  und  $\theta$ -Schnitte betrachtet. Diese sind in Abbildung 44 dargestellt. Zu erkennen ist hier zunächst eine hohe Intensitätsverteilung der unterschiedlichen Werkstoffe innerhalb der  $\alpha$ -,  $\gamma$ - und  $\varepsilon$ -Schnitte. Innerhalb der drei anderen dargestellten Schnitte können lediglich sehr geringe Intensitäten beobachtet werden. Für die Gruppe der Werkstoffe, die ein 4er DR Zipfel Verhalten zeigen, kann eine ausgeprägte Intensitätsverteilung im Bereich zwischen  $0^\circ$  und  $15^\circ \Phi$  auf der  $\alpha$ -Faser beobachtet werden. Dies entspricht den Orientierungen  $[001]\langle 110 \rangle$ ,  $[114]\langle 110 \rangle$  und  $[113]\langle 110 \rangle$ . Für die Gruppe der 6er Zipfel Werkstoffe kann hingegen eine ausgeprägte Orientierung der

Belegungen auf der  $\gamma$ - bzw.  $\varepsilon$ - Faser beobachtet werden. Deutlich erhöhte Intensitäten im Vergleich zu den anderen Werkstoffen sind hier für die Orientierungen  $[111]\langle 231 \rangle$ ,  $[111]\langle 112 \rangle$ ,  $[554]\langle 225 \rangle$  zu beobachten. Die Gruppe der 4er SR Zipfel Werkstoffe hingegen zeigt keine sehr stark ausgeprägten Orientierungen im Vergleich zu den anderen Werkstoffgruppen. Zu erkennen ist lediglich eine deutlich stärkere Intensität der Goss-Lage  $[110]\langle 001 \rangle$  im Vergleich zu den anderen Werkstoffen. Gleichzeitig ist hier jedoch auch die absolute Intensität auf geringem Niveau im Vergleich der Intensitäten der  $\alpha$ - und  $\gamma$ - Schnitte.

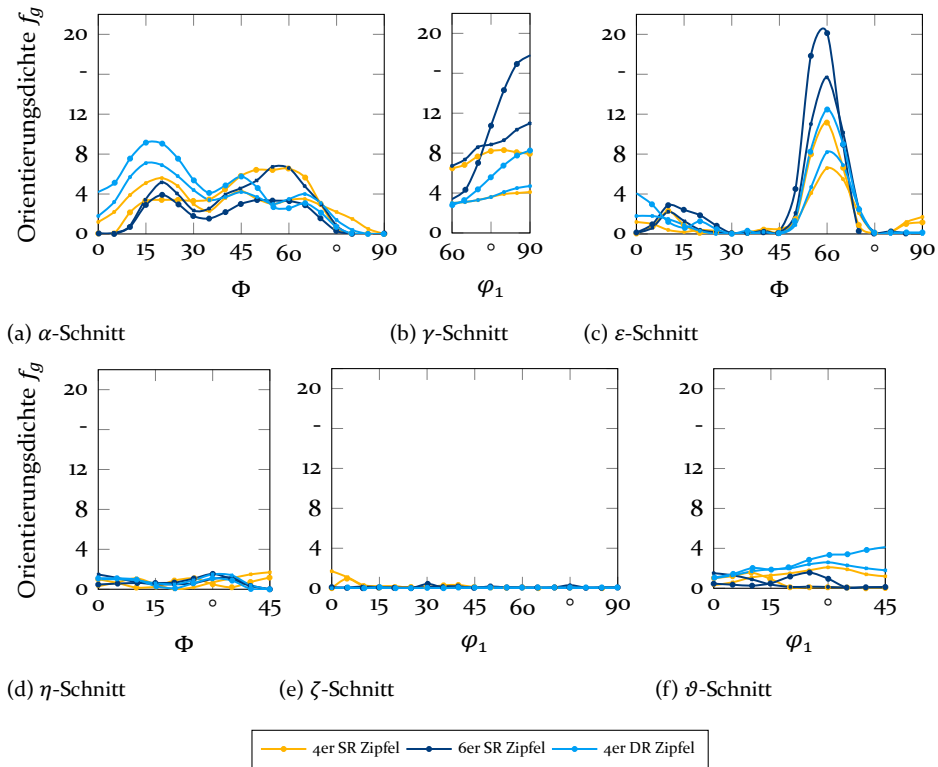


Bild 44: Textur Schnitte für sechs unterschiedliche Verpackungsstähle der drei unterschiedlichen Kategorien von Zipfelercheinungen

Im Folgenden werden die beobachteten Phänomene mit den Theorien zu ferritischen Edelstählen, wie sie bereits in Abschnitt 2.1.5 beschrieben wurde, verglichen und daraus eine Hypothese zur Entwicklung der Textur und den resultierenden Zipfligkeiten abgeleitet. Diese wird im darauffolgenden Abschnitt mittels des Gleitebenenmodells nach Inagaki überprüft. Die Hypo-

these ist in Abbildung 45 zu finden. Demnach führt Kaltwalzen nach dem Warmwalzen zu einer starken  $[001]\langle 110 \rangle$  Orientierung (auf der  $\alpha$ -Faser), die wiederum in 4er DR Zipfeln resultiert. Dies wurde auch bereits durch Raabe et al. für ferritische Edelmstähle beschrieben [20]. Gleichzeitig entstehen im Kaltwalzprozess  $[112]\langle 110 \rangle$  Orientierungen, die mit steigendem Kaltwalzgrad zunehmen und ab einem Maximum wieder abnehmen, wie es Raabe bereits für ferritische Stähle zeigte [20]. Die  $[112]\langle 110 \rangle$  Orientierungen führen wiederum zu Scherbändern, welche im anschließenden Glühen zur Ausbildung von Goss-Orientierungen führen, die sich genau an solchen Verformungsbändern ausbilden [133]. Beim Glühen entstehen scharfe  $[111]\langle 112 \rangle$  Orientierungen, die zu den beschriebenen 6er SR Zipfeln führen. Vom Kaltwalzgrad vor dem Glühen ist folglich abhängig, welche Texturen sich während der Rekristallisation ausbilden. Die Abhängigkeit des in Abschnitt 6.1.2 beschriebenen Kohlenstoffgehalts, lässt sich in Hinblick auf die Literatur [133] damit erklären, dass ein höherer Kohlenstoff zu einer Zunahme von Verformungsbändern und somit zu einer Reduzierung der  $[111]$ -Texturen führt. Dies bestätigt die getroffene Annahme, dass sich das Zipfeloptimum mit steigendem Kohlenstoffgehalt in Richtung höherer Walzgrade verschiebt.

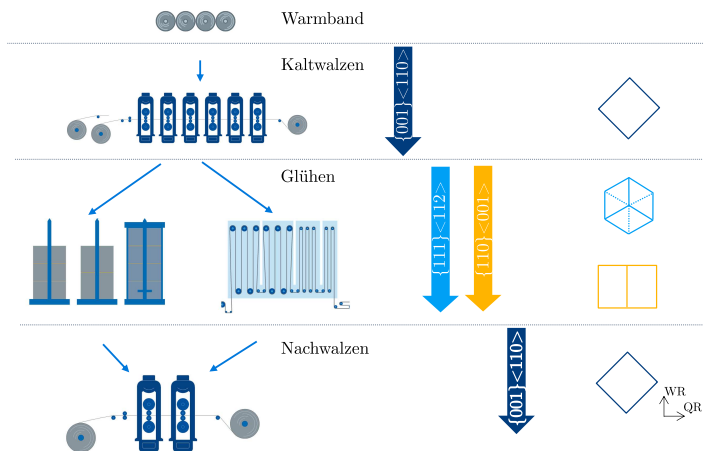


Bild 45: Hypothese zur Texturentwicklung im Prozess der Feinstblechherstellung

Beim anschließenden Dressieren bzw. Kaltwalzen ist es vom Walzgrad und dem Kohlenstoffgehalt abhängig, ob entweder die in der Glühe geschaffene Textur verbleibt oder aber zu einer  $[001]\langle 110 \rangle$  Orientierung überwalzt wird und somit 4er DR Zipfel entstehen.

Die beschriebene Hypothese bestätigt ebenfalls die in Abbildung 42 beschriebene Abhängigkeit vom Kaltwalzgrad. Zur Erreichung eines 6er Zipfels und

somit minimaler Zipfelausprägung braucht es einen gewissen Walzgrad, um die Entstehung von  $[111]\langle 112 \rangle$  Orientierungen zu ermöglichen. Der gesamte Walzgrad darf jedoch nicht zu hoch sein, um ein Überwalzen dieser Orientierung zu verhindern. Zur Erreichung von 4er SR Zipfeln mit Maxima in  $0^\circ$  und  $90^\circ$  Orientierung darf hingegen der Walzgrad im ferritischen Bereich nicht zu hoch sein, um im Glühen eine solche Texturierung zu erhalten. Dies ließ sich jedoch in den genannten Untersuchungen nicht umfänglich bestätigen, da die Orientierung der Goss-Lage lediglich geringe Intensitäten zeigte. Gleichzeitig zeigten die Untersuchungen von Raabe et al. [20] bereits, dass Scherbänder und somit die Ausbildung von Goss-Orientierungen vornehmlich an der Oberfläche der Probe auftreten. Möglicherweise ist die geringe Ausprägung der relevanten Orientierungen hierauf zurückzuführen. Auf Grundlage der zumeist sehr hohen Walzgrade im Verpackungsbereich und der Einschränkung nicht beliebig dünnes Warmband einsetzen zu können, ist das Phänomen der 4er SR Zipfel zugleich sehr selten. Gleichwohl konnten aber durch die vorliegenden Untersuchungen erstmals die auftretenden Texturen in Relation zum Produktionsprozess gesetzt werden und bestätigen auch für Verpackungsstähle die bereits diskutierten Ergebnisse des Stand der Technik.

#### 6.1.4 Abbildung der Zipfligkeit aus Texturdaten

Um den direkten Zusammenhang zwischen Textur und Zipfel im Folgenden für die untersuchten Verpackungsstähle aufzuzeigen wird auf Grundlage der Texturen die Zipfligkeit mittels eines Gleitebenenmodells simuliert und mit den experimentellen Beobachtungen verglichen. Hierzu wurde das Modell nach Inagaki et al. [24] gemäß der Gleichungen 23 bis 24 in MATLAB-Code implementiert und mittels der wichtigsten Orientierungen parametrisiert. In Abbildung 46 können die modellbasierten Zipfligkeitsvorhersagen mit den experimentellen Ergebnissen verglichen werden. Klar zu erkennen ist die Möglichkeit des Modells, das Zipfelverhalten für die Werkstoffe in Darstellung 46 (c)-(d) und (e)-(f) abzubilden. Zur Vereinheitlichung wurde die Zipfelhöhe normiert. Lediglich für die Werkstoffe mit 4er SR Zipfelverhalten in Abbildung 46 (a)-(b) gelingt dies nicht. Dies resultiert aus der Überlagerung der hohen Intensitäten auf der  $\alpha$ - und  $\gamma$ - Faser und der vergleichsweise geringen Ausprägung der Goss-Orientierung. Die alleinige modellbasierte Darstellung der Goss-Orientierung und ihre Zipfelausprägung zeigt hingegen die Bildung von 4er SR Zipfeln und legt daher nahe, dass diese Orientierung trotzdem für das zustande kommen des 4er SR Zipfels verantwortlich ist. Eine abschließende Beurteilung kann jedoch an dieser Stelle nicht erfolgen.

6.1 Identifikation des anisotropen Umformverhaltens mittels Texturdaten und Zipfelbildung

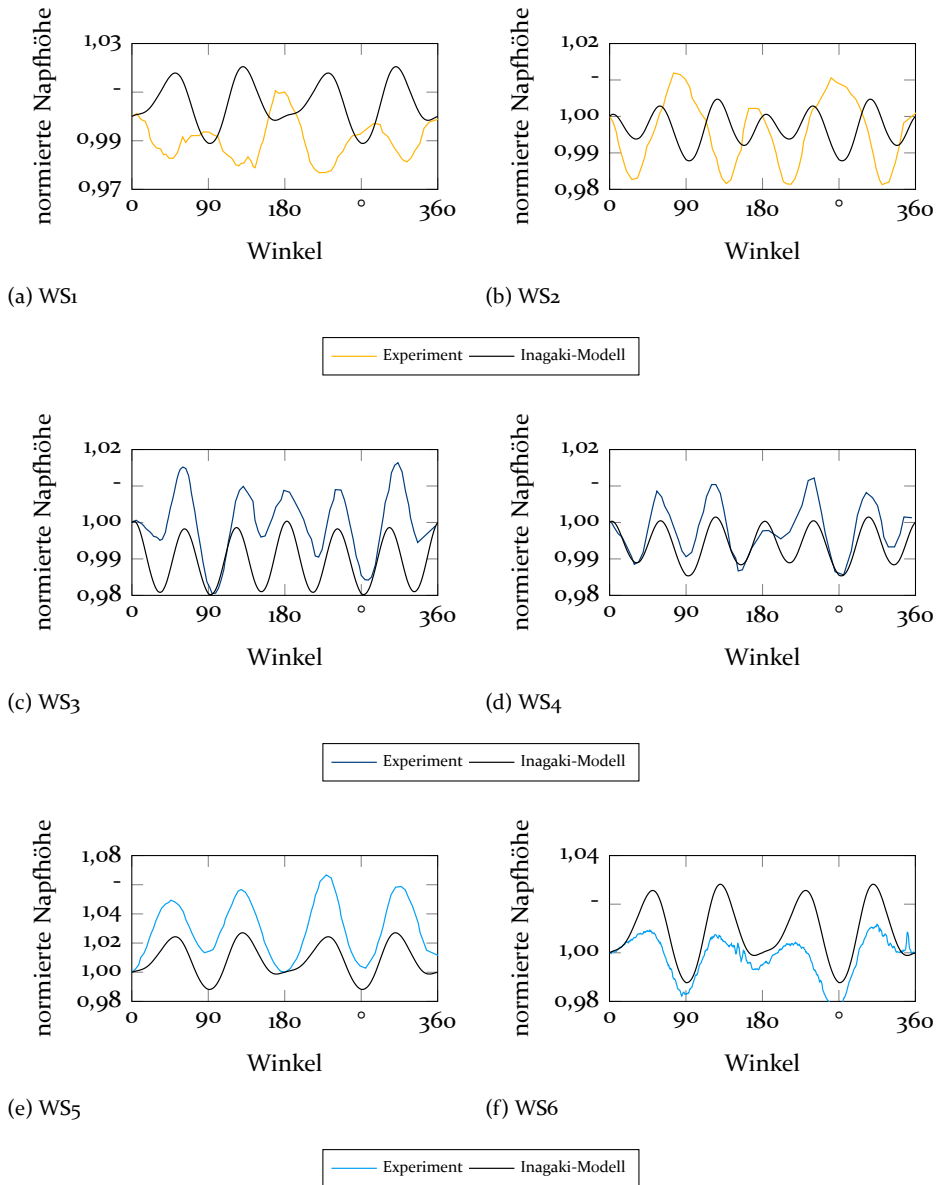


Bild 46: Modellbasierte Abbildung der Zipfligkeit auf Texturgrundlage nach Inagaki [24]

Die Ergebnisse der Texturuntersuchungen werden an dieser Stelle nochmals zusammengefasst: Für Verpackungsstähle treten durch plastisch anisotropes Verhalten Zipfelphänomene auf, die sich hinsichtlich ihrer Ausprägung in drei verschiedene Gruppen unterscheiden lassen: vier Zipfel in  $90^\circ$  Orientierung

(4SR), sechs Zipfel in  $60^\circ$  Orientierung (6SR), vier Zipfel in  $45^\circ$  Orientierung (4DR). Zur Entstehung dieser im Produktionsprozess wurde mittels Texturuntersuchung eine Hypothese aufgestellt, die wiederum in simulativen Abbildungen mittels des Gleitebenenmodells nach Inagaki nachgewiesen werden konnte. Für den 4er SR Zipfel steht dieser Nachweis noch aus. Festgehalten werden kann an dieser Stelle, dass 6er Zipfel durch Texturen mit starken Intensitäten auf der  $\gamma$ -Faser gekennzeichnet sind und diese wiederum abhängig vom Gesamtkaltwalzgrad und dem Kohlenstoffgehalt sind. Das Zipfelverhalten geht gleichermaßen mit den r-Werten in uniaxialer Richtung einher. Der Zusammenhang zwischen dem aus der Textur berechneten r-Wert und der entstehenden Zipfligkeit wurde dargestellt und zeigte vor allem für die Gruppen 4er DR und 6er SR übereinstimmende Tendenzen. An dieser Stelle wird bereits klar, dass es für die Abbildung von 6er Zipfelverhalten mehr als drei r-Werte bedarf. Zur Abbildung des Zipfelverhaltens in der Simulation sind für die 4er Zipfel Modelle notwendig, die r-Werte in  $45^\circ$  Orientierung berücksichtigen. Zur Abbildung des 6er Zipfels bedarf es hingegen Modelle, die die r-Werte in  $15^\circ$  Orientierung verwenden.

## 6.2 Bestimmung der r-Werte von Verpackungsstahl

### 6.2.1 r-Wert im Zugversuch

Die Auswertung der r-Werte aus quasi-statischen Zugversuchen erfolgt mittels DIC-Messung, um eine möglichst präzise Dehnungsmessung zu gewährleisten. Auf den Vergleich zur Messung mit herkömmlichen Breitenextensometern wird im folgenden Abschnitt eingegangen. R-Werte werden gemäß der Darstellung in Abbildung 47 bestimmt, um die gemessene Dehnung auf den für den r-Wert relevanten plastischen Anteil zu reduzieren. Hierzu werden zunächst über ein lineares Fitting die elastischen Kennwerte E-Modul und Querkontraktion gemäß Abbildung (a) und (b) bestimmt. Die ermittelten Werte geben die Steigung der bestimmten Geraden an. Das hohe Bestimmtheitsmaß von über 0,96 bei gleichzeitig großer Stufenzahl von 80 Stufen im Bereich der elastischen Verformung erlaubt eine präzise Bestimmung der elastischen Kennwerte. Dieser Kennwerte bedarf es, um plastische Längs- und Querdehnung gemäß Gleichung 53 zu bestimmen. Durch den Auftrag der logarithmischen plastischen Querdehnung über die logarithmische plastische Längsdehnung kann der r-Wert als Steigung der Ausgleichsgeraden bestimmt werden. Der r-Wert wird im Folgenden im Bereich von 2 % Dehnung vor der Einschnürung ermittelt. Die Bestimmungsbereiche sind in Abbildung 47 blau markiert. Abbildung (d) zeigt den Verlauf des r-Werts über den Umformgrad. Wichtig ist der Lauf in eine Sättigung, um den r-Wert valide bestimmen zu können.

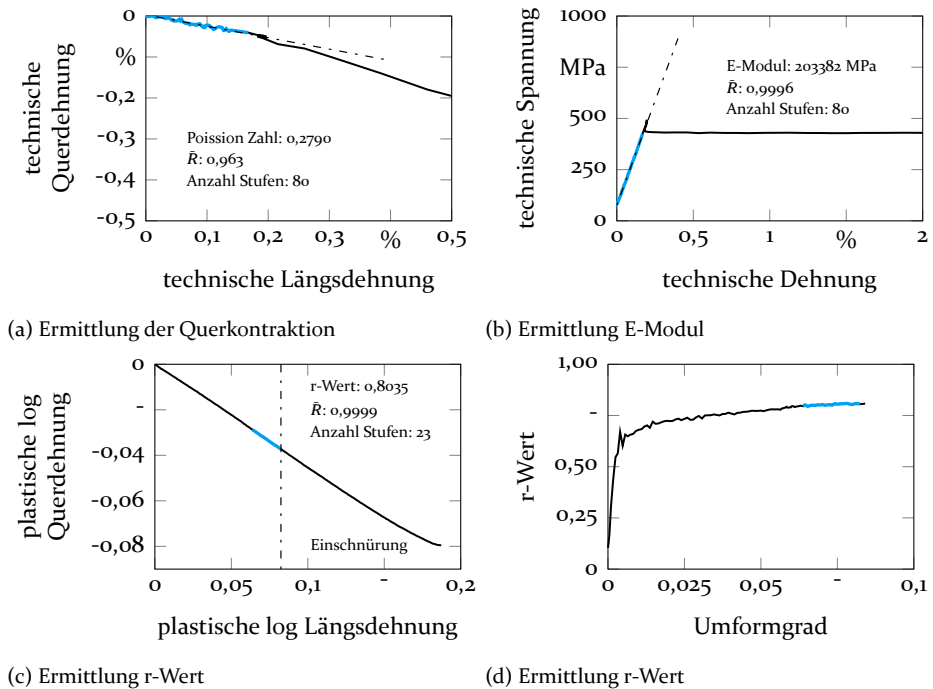


Bild 47: Auswertung von Poisson-Zahl, E-Modul und r-Wert aus dem Zugversuch mittels DIC-Messung. In blau ist der jeweilige Auswertebereich angegeben.

## Vergleich DIC- zu Breitenextensometermessung

Zur Bestimmung des r-Wert ist die Dehnung in Längsrichtung sowie die Dehnung in Breitenrichtung relevant, um hieraus die Dickenreduzierung und folglich den r-Wert berechnen zu können. Die Verformung auf der Probe kann über unterschiedliche Verfahren gemessen werden. Die herkömmliche Variante, die den geringsten Aufwand in der Probenvorbereitung sowie in der Versuchsauswertung mit sich bringt, ist die Messung mittels Extensometer. Hierbei wird die sich verändernde Länge der Probe über ein Längenextensometer und die sich verändernde Breite über ein Breitenextensometer bestimmt. Die Aufnehmer liegen an zwei unterschiedlichen Stellen der Probe an. Gleichzeitig ermöglichen digitale Bildkorrelationsverfahren, Dehnungen über die gesamte Probenfläche und Prüfzeit zu messen. Dies bietet den Vorteil, die Dehnung lokal auf der Probe auflösen zu können, erfordert jedoch durch die Lackierung der Probe mit einem stochastischen Muster sowie der erhöhten Auswertezeit einen erhöhten Versuchsaufwand. Insbesondere aber für nicht-stetig fließende Werkstoffe, wie der bereits diskutierte Werkstoff TH415, ist eine verlässliche r-Wert Bestimmung nicht praktikabel aufgrund der nicht homogen auftretenden Dehnung. Dieses Phänomen und die Möglichkeit

zur Messung mittels DIC wird in Diagramm 48 miteinander verglichen. Bei Betrachtung der plastischen Querdehnung über die plastische Längendehnung wird bereits offensichtlich, dass sich für die taktile Messung mittels Breitenextensometer kein linearer Verlauf ergibt, wie es für die konstante Bestimmung des r-Werts erforderlich wäre. Die optische Messung hingegen liefert einen nahezu linearen Verlauf. Dies resultiert in den unterschiedlichen r-Wert Verläufen über den Umformgrad in der zweiten Darstellung. Während für das taktile Verfahren die Kurve Wendepunkte zeigt und auf keine Sättigung läuft, kann für das optische Verfahren nahezu ein Sättigungsniveau mit einer deutlich geringeren Streuung erreicht werden. Der Grund hierfür liegt in der taktilen Bestimmung, die lediglich an zwei unterschiedlichen Stellen die Breite misst, während sich aber die Verformung insbesondere zu Beginn nur innerhalb diskreter Bereiche auf der Probe ausbreitet. Die optische Messung mittelt die auftretende Dehnung über die gesamte Probenlänge- und breite und kommt daher zu einem deutlich präziseren Ergebnis. An dieser Stelle sei daher konkret die Verwendung optischer Verfahren zu Dehnungsmessung von unstetig fließenden Verpackungsstählen empfohlen.

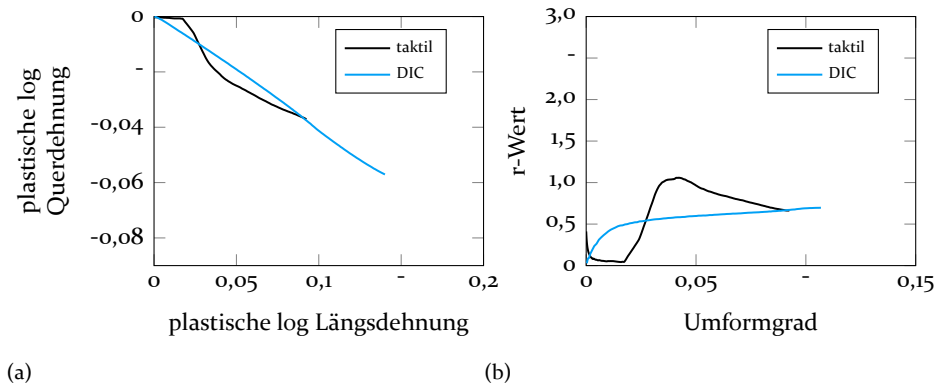


Bild 48: Vergleich der r-Wert Messung für den unstetigen Werkstoff TH415 zwischen taktiler und optischer Messung

### Lokale r-Wert Messung

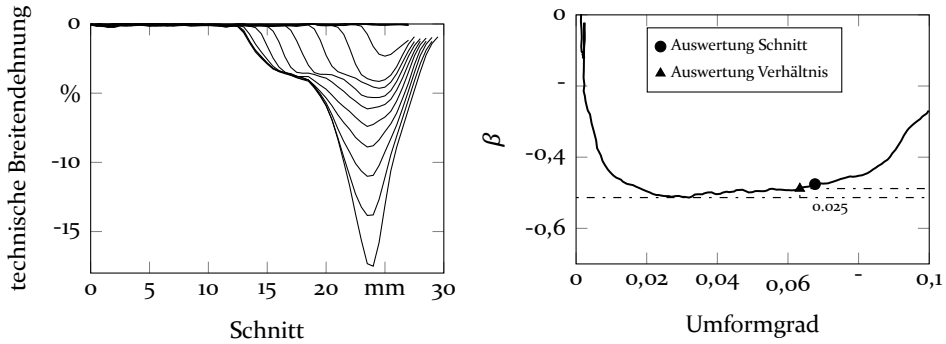
Um bei Verformung, die sich nicht über die gesamte Probenlänge erstreckt, im Zugversuch r-Werte ermitteln zu können, wird im Folgenden die lokale Bestimmung der r-Werte in der Versagenszone mittels DIC-Messung entwickelt. Dies bedeutet konkret, dass der r-Wert nicht über die Messlänge ausgewertet wird, sondern vielmehr in einem kleinen Bereich von 1 mm Länge über die Probenbreite. Dies entspricht bei einer Größe von 19 Pixeln und einer Kantenlänge von 0,35 mm ca. drei Facetten über die Länge der Probe.

Die Auswahl des lokalen Auswertebereichs erfolgt händig innerhalb des sich maximal lokal verformenden Bereichs. In diesem Bereich wird anschließend durch die Software ARAMIS die Quer- und Längsdehnung gemittelt. Für den r-Wert ausschlaggebend ist jedoch die Erfüllung eines einachsigen Spannungszustands, der lediglich bis zur Einschnürung vorliegt. Der Beginn der Einschnürung wird herkömmlich über das Kraftmaximum im Verlauf der Probendurchführung bestimmt. Dies ist jedoch für Werkstoffe, die keinen homogenen Formänderungszustand erreichen, nicht möglich. Daher steht zunächst die Entwicklung eines alternativen Einschnürungskriteriums im Vordergrund. Hierzu werden im Folgenden zwei unterschiedliche Herangehensweisen miteinander verglichen. Zum einen ist in Abbildung 49 (a) eine Vorgehensweise dargestellt, welche die technische Breitendehnung über den Längsschnitt für fortlaufende Prüfzeiten darstellt. Hier erkennt man, dass sich zunächst die Dehnung entlang des Schnitts ausbreitet und ab Beginn der Einschnürung nur noch lokal größer wird. Dieser Punkt kann über Formel 62 bestimmt werden.

$$\frac{\partial(\min(y_{sec}(\epsilon_{xx} = 1\%)))}{\partial \epsilon_{xx}} < 0,05mm \quad (62)$$

62 beschreibt den Punkt, an dem der minimale Schnittwert, der eine Breiten- dehnung von 1 % erreicht, sich um weniger als 0,05 mm über die Prüfdauer ändert. Um diesen Punkt zu ermitteln, wird ein MATLAB-Skript verwendet, das alle Schnitte für die gemessenen Stufen berücksichtigt. Mit dieser Vorgehensweise kann der Beginn der Einschnürung zwar ausreichend genau bestimmt werden, jedoch erfordert es ein hohes Maß an Auswertungsaufwand, da alle Längsschnitte über alle gemessenen Stufen berücksichtigt werden müssen. Daher wird im Folgenden ebenfalls eine alternative Vorgehensweise diskutiert, die lediglich auf das Verhältnis der Formänderungsgeschwindigkeiten in der Einschnürungszone zurückgreift und somit den Auswerteaufwand erheblich reduziert. Es ist bekannt, dass der Beginn der Einschnürung zu einem exponentiellen Anstieg der Formänderungsgeschwindigkeit führt. Dies wird sich daher ebenfalls in der Einschnürungsbestimmung zur Aufnahme von Grenzformänderungskurven zu Nutze gemacht [134]. Hierzu wird das Verhältnis der beiden Hauptformänderungsgeschwindigkeiten in der Einschnürungszone über den Umformgrad aufgetragen. In Abbildung 49 (b) ist zu sehen, dass der Verlauf ab einem gewissen Punkt exponentiell nach oben verläuft. Es erfolgt die Bestimmung des Punktes, der vom Minimum des Verlaufs um 0,025 abweicht. Zum Vergleich der beiden Methoden sind beide als Punkt bzw. Dreieck der berechneten Einschnürung im Diagramm aufgetragen. Zu erkennen ist nur eine geringe Abweichung beider Methoden bei einem deutlich reduzierten Versuchsaufwand der zweiten. Diese wird daher

im Folgenden verwendet, um den Beginn Einschnürung für nicht homogen fließende Werkstoffe in Bezug auf die r-Wert Bestimmung zu ermitteln.



(a) Entwicklung der Breitendehnung über den Längsschnitt mit der Zeit

(b) Verlauf der Verhältnis von Haupt- und Nebenumformgeschwindigkeit

Bild 49: Alternative Bestimmung der Einschnürung für Werkstoffe, die einen homogenen Formänderungszustands nicht erreichen

Für den Werkstoff TH415 in Diagonal- und Querrichtung sowie für den Werkstoff TH620 in allen Orientierungen konnte kein homogener Verformungszustand erreicht werden. Versagen bzw. Einschnürung erfolgt hier bereits, bevor sich die Formänderung über die gesamte Probe erstreckt. Im Folgenden wird daher bewertet, inwiefern eine lokale Bestimmung der r-Werte schlüssige Ergebnisse zulässt und verbesserte Ergebnisse im Vergleich zur globalen Auswertung über die Messlänge liefert. Da die r-Wert Bestimmung nur innerhalb des einachsigen Spannungszustand zulässig ist, wird zur Bestimmung der Einschnürung das entwickelte Kriterium gemäß dem Formänderungsgeschwindigkeitsverhältnis verwendet. Für den Werkstoff TH415 kann in Abbildung 50 beobachtet werden, dass in Längsrichtung, in der ein homogener Verformungszustand erreicht wird, nahezu gleiche Ergebnisse für die lokale Auswertung im Vergleich zur herkömmlichen Auswertung über die Messlänge erreicht werden können. Für die Diagonal- und Querrichtung hingegen kann durch die lokale Auswertung ein Verlauf erreicht werden, der zum einen deutlich höhere Umformgrade abbildet und zugleich in eine verlässliche Sättigung läuft, sodass eine r-Wert Ermittlung möglich ist. Die globale Auswertung ermöglicht dies vor allem für die Querrichtung nicht. Ähnliche Beobachtungen können für den Werkstoff TH620 in Abbildung 51 gemacht werden.

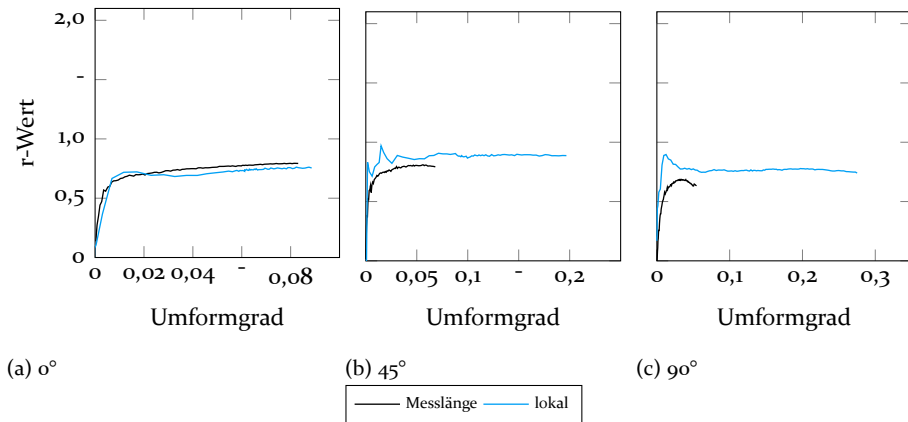


Bild 50: Lokale r-Wert Messung für den Werkstoff TH415

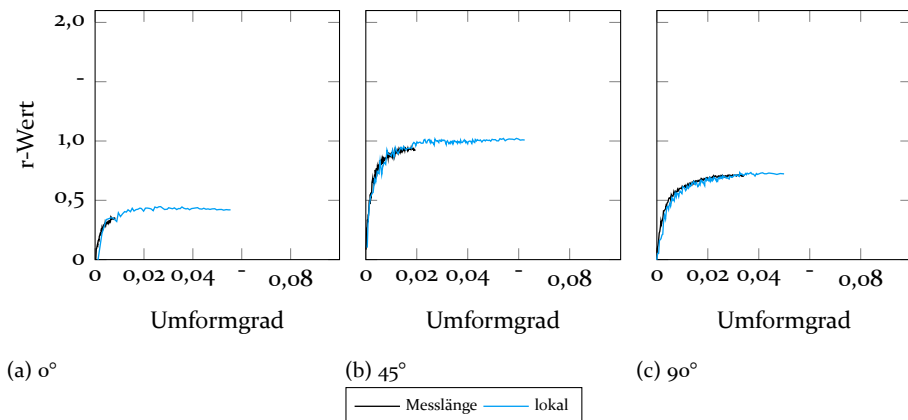


Bild 51: Lokale r-Wert Messung für den Werkstoff TH620

Die lokale Auswertung ermöglicht einen deutlich verlässlicheren Verlauf der r-Werte über den Umformgrad und gelangt in einen Sättigungsbereich. Für die globale Auswertung ist dies nicht der Fall. Gleichzeitig befindet sich aber auch die Auswertung der lokalen r-Werte trotzdem in einem Bereich geringem Umformgrads von ca. 0,06. Die Verlässlichkeit des r-Werts wird daher noch in anderen Experimenten und der modellbasierten Berechnung über inverse Methoden überprüft. Durch die Entwicklung der lokalen Zugversuchsauswertung im Rahmen dieser Arbeit wird eine verlässliche r-Wert Ermittlung für Werkstoffe mit inhomogenen Fließeigenschaften im Zugversuch ermöglicht und schließt somit die im Stand der Technik beschriebene

Lücke zur Auswertung der plastischen Eigenschaften im Zugversuch von Verpackungsstählen, wie durch Spisak et al. [124] und Pepelnjak et al. [116] beschrieben. Die Zulässigkeit der Methode zeigt sich im Vergleich zur homogen fließenden Längsrichtung des Werkstoffs TH415. Insbesondere aber liefert die Entwicklung einer Methode zur Bestimmung des Einschnürungsbeginns über das Formänderungsverhältnis eine neue essentielle Möglichkeit zur Ermittlung von Kennwerten für Verpackungsstähle, deren Bestimmung in den Untersuchungen von Ilerra et al. [122] noch nicht möglich erschien.

### **Einfluss der Geschwindigkeit auf den r-Wert**

Neben der zuvor beschriebenen lokalen Auswertung des r-Werts, wird an dieser Stelle die Dehnratensensitivität des r-Werts überprüft. Zum einen ist dies von Relevanz, da anwendungsbezogene Umformprozesse zumeist bei höheren aber auch differierenden Umformgeschwindigkeiten ablaufen und somit die Überprüfung der Werte über unterschiedliche Geschwindigkeiten für eine präzise Beschreibung des plastischen Materialverhaltens essentiell ist. Zum anderen bieten die insbesondere für den Werkstoff TH620 beobachteten hohen Dehnungen bei hohen Umformgeschwindigkeiten das Potential, den r-Wert bei dieser Geschwindigkeit auch bis zu höheren Umformgraden auszuwerten. In Abbildung 52 sind die r-Wert Verläufe für die unterschiedlichen Geschwindigkeiten und drei Werkstoffe dargestellt. Beobachtet werden kann zunächst der sehr ähnliche Verlauf der r-Werte für den Werkstoff TS245 für die unterschiedlichen Geschwindigkeiten. Ausgewertet bei einem Umformgrad von 0,15 liegen die r-Werte innerhalb einer Spanne von 0,04 und zeigen keinen Trend bei einer Standardabweichung von 0,015. Für den Werkstoff TH415 ist dies nahezu analog zu beobachten, auch wenn die Ergebnisse hier gleichermaßen stärker streuen. Ausgewertet bei einem Umformgrad von 0,075 variieren die Ergebnisse innerhalb einer Spanne von 0,13 bei einer geringen Standardabweichung von 0,04. Dies lässt die begründete Aussage eines geschwindigkeitsunabhängigen r-Werts für die beiden Verpackungsstahlgüten TS245 und TH415 zu. Für den Werkstoff TH620 kann in Abbildung 52 ein in Sättigung laufender r-Wert für die hohen Geschwindigkeiten beobachtet werden. Bei geringeren Geschwindigkeiten lässt die Auswertung ohne die vorgestellte lokale Methode keine sinnvolle Evaluation zu. Die r-Wert Auswertung für die hohen Geschwindigkeiten ergibt einen r-Wert von 0,53. Im Vergleich hierzu brachte die lokale r-Wert Auswertung bei einer Geschwindigkeit von 0,004 1/s einen r-Wert von 0,42 hervor, der somit tiefer liegt. Ob die Abweichung an einem möglicherweise für diesen Werkstoff vorliegenden Geschwindigkeitseinfluss oder vielmehr an den immer noch relativ geringen Umformgraden in der lokalen Auswertung liegt, kann an dieser Stelle nicht final beurteilt werden. Die Geschwindigkeitsunabhängigkeit der beiden

anderen Werkstoffe TH415 und TS245 deutet jedoch auf die zweite Annahme hin. Die präsentierten Ergebnisse zeigen erstmals die geringe Sensitivität des r-Werts hinsichtlich der Umformgeschwindigkeit für Verpackungsstähle, wie es für die Werkstoffe DP600, TRIP780, AA5182-O durch Rahmann et al. [135] bereits gezeigt wurde. Die Erkenntnisse können somit auf die untersuchten Verpackungsstähle übertragen werden und ermöglichen die Berücksichtigung der Anisotropie durch quasi-statisch gemessene Werte auch für Prozesse mit hohen Umformgeschwindigkeiten, wie sie in Verpackungstahlanwendungen auftreten. Dies ist weiterführend essentiell, um die Charakterisierung von Verpackungsstählen mit einem deutlich reduzierten Versuchsaufwand zu ermöglichen.

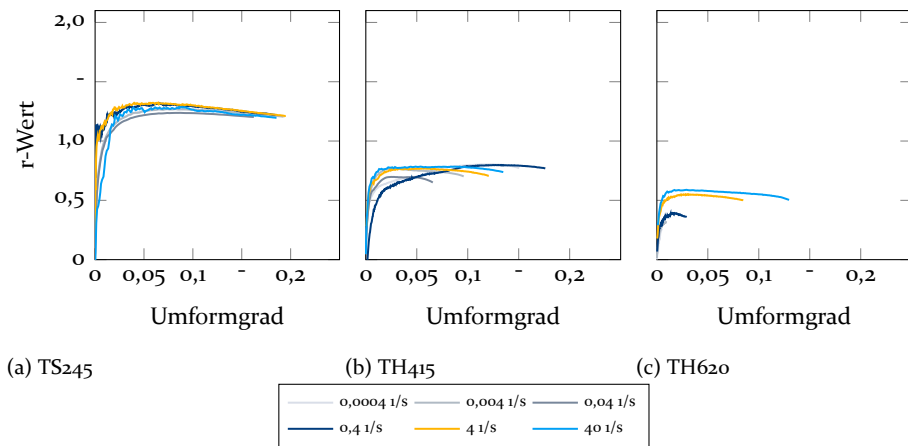


Bild 52: Geschwindigkeitseinfluss auf den r-Wert ermittelt im Zugversuch

### 6.2.2 Analytischer Ansatz zur Bestimmung des r-Werts aus dem Napfprofil

Das insbesondere für hoch feste Verpackungsstähle, wie dem vorgestellten TH620, auftretende Merkmal der sehr geringen Dehnung im Zugversuch, legt die Bewertung und Entwicklung alternativer Methoden zur Bestimmung des r-Werts nahe. Um unterschiedliche Verfahren hinsichtlich ihrer Übereinstimmung mit aus dem Zugversuch ermittelten r-Werten abzugleichen, werden die Werkstoffe aus Tabelle 5 herangezogen, für die eine r-Wert Ermittlung im Zugversuch möglich ist. Im ersten Schritt wird die Ermittlung der r-Werte über das analytische Modell nach Yoon et al. [70] aus einem Napf-

profil betrachtet. Die hierfür relevanten Gleichungen sind in den beiden Formeln 63 und 64 aufgeführt.

$$r_{\Theta+90} = \frac{-H_{\Theta} + r_p + R_b(1 - 1/d)}{H_{\Theta} - r_p - R_b \ln(d)} \quad (63)$$

$$H_{\Theta} = r_d + R_b \left( \frac{d-1}{d} \right) + R_b \left[ \alpha \frac{r_{\Theta+90}}{r_{\Theta+90} + 1} \left( \frac{d-1}{d} + \ln(d) \right) + \beta \left( \frac{d-1}{d} \right) \left( \frac{\sigma_{90}}{\sigma_{\Theta+90}} - 1 \right) \right] \quad (64)$$

Um die Abbildungsgenauigkeit des analytischen Modells zu steigern, wurden die ermittelten Werte, um einen Offset hinsichtlich des r-Werts in Walzrichtung bereinigt. Dies schränkt die Anwendbarkeit ein, da es die Kenntnis eines r-Werts aus dem Zugversuch voraussetzt, ermöglicht aber erst die Anwendbarkeit der Systematik. Goesling et al. [71] stellten dies auch bereits fest, nutzten aber zusätzlich die Verwendung des Hill48 Fließkriteriums sowie empirischer Daten. In Abbildung 53 sind die Ergebnisse für die analytische Ermittlung der untersuchten Verpackungsstähle dargestellt. Direkt auf den ersten Blick kann erkannt werden, dass lediglich für den Werkstoff SF700 eine verlässliche Vorhersage der r-Werte aus dem Napfprofil möglich ist. Für die drei anderen Werkstoffe weicht die Ermittlung erheblich von den Werten aus dem Zugversuch von bis zu 0,58 für den Werkstoff TS245 ab. Und auch für die Werkstoffe TS275 und TH415 können maximale Abweichungen von 0,4 bzw. 0,45 beobachtet werden. Für den Werkstoff SF700 liegt die maximale Abweichung hingegen bei 0,17. Die Abweichungen sind auf die starke Vereinfachung des Modells zurückzuführen. Zum einen wird der Einfluss der Reibung gänzlich vernachlässigt. Diese hat jedoch erheblichen Einfluss auf den Spannungszustand und somit auf die Dickenverteilung in der Napfwand, die wiederum in der Napfhöhe resultiert. Zum anderen werden Werkstoffkenngrößen, wie Verfestigung und anisotrope Streckgrenzen nicht berücksichtigt. Diese beiden Faktoren führen zu einer lediglich sehr groben Approximation der analytischen Bestimmung aus dem Napfprofil an die experimentellen Werte des Zugversuchs. Für eine schnelle und grobe Abschätzung der r-Werte in den korrespondierenden Richtungen bei Existenz eines Zugversuchs in Walzrichtung ist das Modell jedoch geeignet. In den Ergebnissen der ursprünglichen Veröffentlichung von Yoon et al. wurden die Werte für ein Aluminiumblech der Dicke 0,27 mm lediglich den r-Werten aus Texturdaten und nicht den Zugversuchsdaten gegenübergestellt. Im Vergleich zu den aus Texturdaten ermittelten Werten waren die Abweichungen im Bereich von 0,2 geringer. Die Ergebnisse von Goesling et al. [71] zeigten in der Anwendung des analytischen Modells auf HSLA Stähle ebenfalls schwache Ergebnisse in der Vorhersage. Die in dieser Arbeit getätigten Untersuchungen zur analytischen Bestimmung des r-Werts bestätigen somit die im Stand der Technik dokumentierten

Erfahrungen für Verpackungsstähle und legen nahe, den r-Wert nicht über analytische Methoden zu bestimmen.

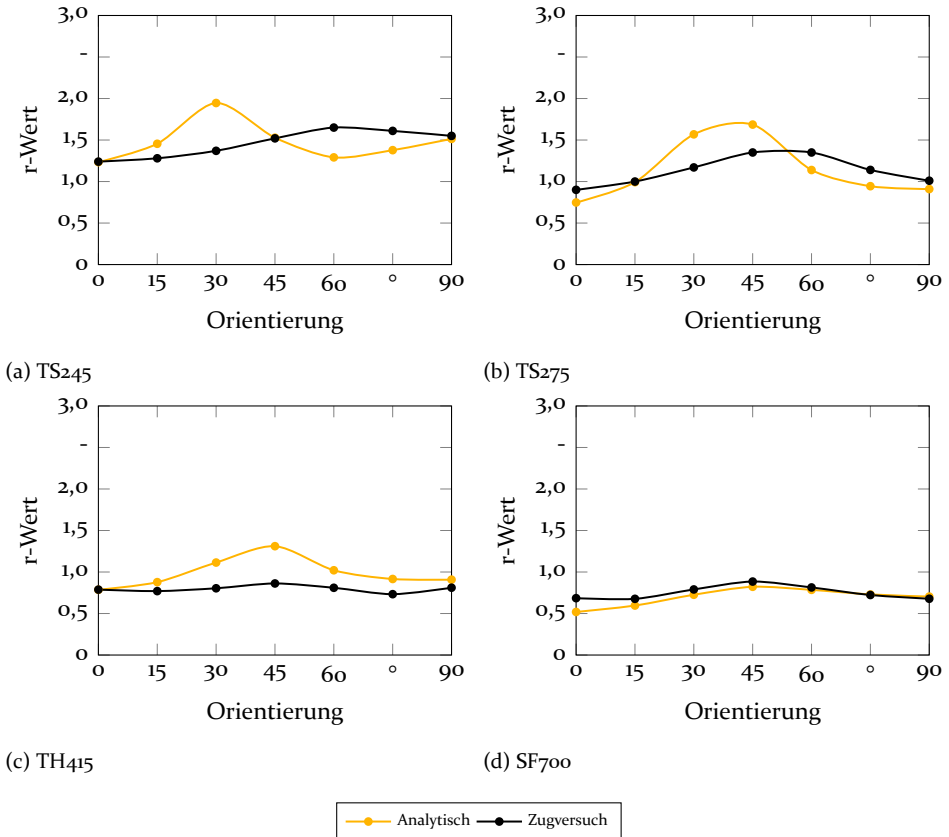


Bild 53: Analytische Bestimmung des r-Werts aus dem Napfprofil im Vergleich zu Zugversuchsdaten

### 6.2.3 Inverse r-Wert Ermittlung aus dem Napfprofil

Der analytische Ansatz offenbart als Ansatz zur Bestimmung der r-Werte aus dem Napfprofil große Ungenauigkeiten im Vergleich zu den im Zugversuch ermittelten Werten. Zugleich bedarf es zuvor der Bestimmung eines r-Werts in Umfangsrichtung. Um trotzdem für alle Werkstoffe eine r-Wert Ermittlung zu ermöglichen, wird im Folgenden ein weiterer Ansatz entwickelt. In Abschnitt 2.2.2 wurde bereits auf die Möglichkeit zur Verwendung inverser Modelle und ihre Herausforderungen eingegangen. Im Folgenden wird ein inverses Modell zur Bestimmung der r-Werte aus dem Napfprofil entwickelt und für die vier Werkstoffe aus Tabelle 5 erprobt. Ziel ist der Aufbau eines

Modells, welches in einzelnen Simulationen den  $r$ -Wert variiert und anschließend das Ergebnis mit dem experimentellem Napfzug abgleicht und die Differenz über Variation der  $r$ -Werte minimiert. Als Zielfunktion wird die aufkummulierte Abweichung der Dickenverteilung in der Napfwand verwendet. Es bietet gegenüber dem analytischen Ansatz den Vorteil, das Lösungssystem umfanglicher zu erfassen. Neben Reibungseinflüssen werden auch andere bereits bekannte Materialparameter, wie Verfestigung und Anisotropie der Streckgrenzen berücksichtigt. Ebenfalls erfolgt durch den Abgleich in der gesamten Napfwand eine Reduktion der Streuung über die Napfhöhe, die bei der reinen Auswertung des Profils nicht ausgeschlossen werden kann. Im Folgenden wird daher zunächst auf die Ermittlung des Dickenprofils aus dem experimentellen Napfzug eingegangen, bevor das Modell, die durchgeführten Sensitivitätsuntersuchungen, die Ermittlung des Reibungskoeffizienten und final die Ergebnisse des Modells für unterschiedliche Werkstoffe dargestellt wird.

### **Bestimmung der experimentellen Dickenverteilung**

Zur Bestimmung der experimentellen Dickenverteilung werden Nöpfe gemäß der Beschreibung in Abschnitt 4.6 gezogen. Diese wurden zuvor mit einem elektrolytischen Punktmuster des Abstands von 1 mm berastert. Die Auswertung des Punktmusters nach der Verformung ermöglicht es, mittels ARGUS die Formänderungsverteilung in der Napfwand zu bestimmen. Hierzu wird die Formänderung auf die Blechmittenebene bezogen und die Dickenreduzierung mittels der Sollproduktionsdicke auf eine Dickenverteilung projiziert. Die Dicke des produzierten Blechs schwankt in der Mitte des Bandes lediglich um wenige  $\mu\text{m}$ . Um die Ausgangsschwankung möglichst gering zu halten, wurden Blechstreifen aus der Bandmitte verwendet. Der Einfluss einer möglicherweise nicht konstanten Ursprungsdickenverteilung ist jedoch zugleich trotzdem gegeben und wird bei der Diskussion berücksichtigt. Ebenfalls entscheidend für die Qualität der experimentellen Daten ist die präzise Ausrichtung zur Walzrichtung des Materials. Hierzu wurden vor dem Tiefzug Markierungen in Walzrichtung angebracht, die in der anschließenden Auswertung eine präzise Ausrichtung mittels einer 3-2-1 Transformation erlaubt. Die experimentellen Daten werden auf ein Viertelmodell reduziert, um hieraus im Folgenden in der simulativen Abbildung Zeit sparen zu können.

### **Implementierung in LS-OPT 7.0**

Das Modell zur inversen Abbildung des Lösungsproblems wird mittels LS-OPT 7.0 der Firma LSTC abgebildet. Die generelle Funktionsweise des Abgleichs ist in Abbildung 54 dargestellt. Das Dickenprofil, welches aus den experimentellen Daten wie zuvor beschrieben ausgewertet wurde, ist in Abbil-

dung 54 (a) dargestellt. Die Simulation liefert ebenfalls eine Dickenverteilung gemäß Abbildung 54 (b).

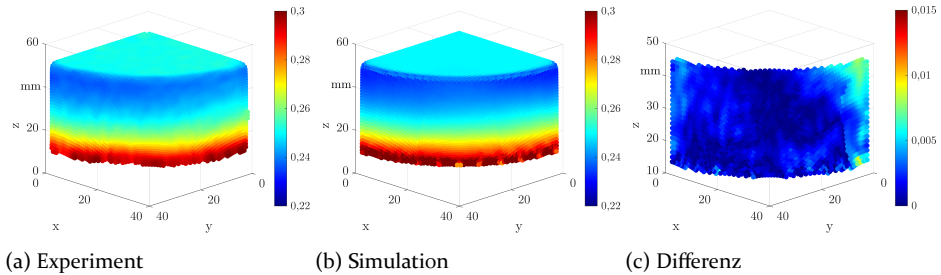


Bild 54: Residuumbildung über nearest neighbour Algorithmus anhand der Dickenverteilung

Aus den beiden Abbildungen wird darauf folgend eine Differenzverteilung erstellt, die es ermöglicht, ein Gesamtresiduum über Aufsummierung der Fehlerquadrate zu bestimmen. Die Differenzverteilung erfolgt über einen Nearest Neighbour Algorithmus, der zunächst alle Knoten der Simulation zu dem jeweils nächstgelegenen Knoten der experimentellen Auswertung über Nutzung der euklidischen Distanz zuordnet. Auf die konkrete Umsetzung wird im Folgenden eingegangen. Die generelle Funktionsweise ist zunächst in Abbildung 55 (a) dargestellt. Das Modell variiert die  $r$ -Werte  $r_0$ ,  $r_{45}$  und  $r_{90}$ . Hieraus ermittelt LS-DYNA zu Beginn der Simulation dann die Parameter des Fließortmodells Yld2000-2d unter Berücksichtigung der vorgegebenen Randbedingungen der Streckgrenzwerte. Anschließend erfolgt die Simulation eines Viertel Modells mit dem LS-DYNA Solver MPP 12.0 explizit und voll integrierten Schalenelementen einer Größe von 0,5 mm. Auf die Einstellung einer Reibzahl soll später eingegangen werden. Die Simulation liefert im Anschluss eine Textdatei (.dynain), in der die Element- und Knotenzuordnung sowie die Koordinaten mit der jeweiligen Dicke der Elemente enthalten sind. Auf Grundlage dieser Datei führt ein Perl Skript im Anschluss den Abgleich zwischen Simulation und Experiment durch, in dem es zunächst die jeweils nächsten Nachbarn bestimmt und anschließend die Residuumsverteilung aufsummiert. Das Skript zur Auswertung kann dem Anhang 10.2 entnommen werden. Das Residuum wird an LS-OPT zurückgegeben und anschließend die  $r$ -Werte weiter variiert, bis ein Minimum des Residuums gefunden ist. Die reale Umsetzung in LS-OPT ist in Abbildung 55 (b) dargestellt. Das Setup definiert zunächst alle Parameter, die entweder fix (beispielsweise Reibung, Streckgrenzen etc.) oder variabel ( $r$ -Werte) sind. Durch Sampling wird anschließend die Parametrisierung der unterschiedlichen Variationen angestoßen. Im Folgenden wird ein Metamodell basierter Ansatz mittels

‘sequential response surface method’ (SRSM) und einem linearen Ansatz der ‘respond’ Fläche verfolgt. Dies ermöglicht kurze Rechenzeiten bei gleichzeitig hoher Präzision [136]. In ‘Stage 1’ erfolgt dann die Simulation durch LS-DYNA und die anschließende Auswertung mittels des im Anhang dargestellten Perl Skripts, welches das Residuum als Respond an LS-OPT zurückgibt. Dieses baut anschließend das Metamodell auf und überprüft die Abbruchbedingung in der eine Abweichung von 0,01 oder eine maximale Stufenzahl von 50 definiert ist.

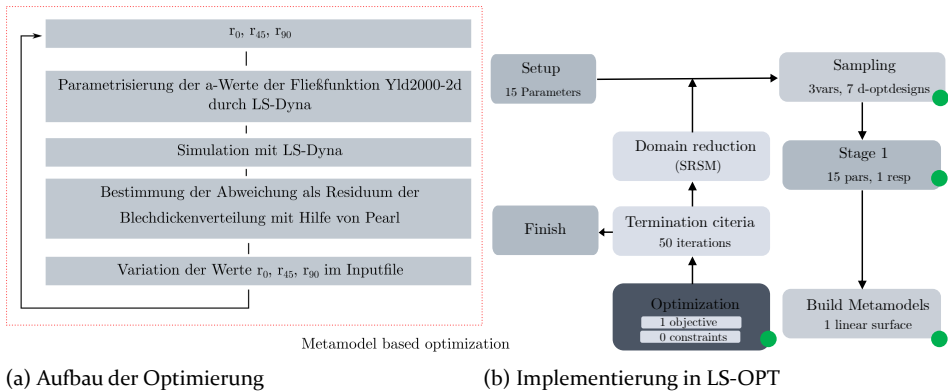


Bild 55: Funktionsweise des inversen Modells zur Bestimmung der r-Werte aus dem Napfprofil

Als Fließortbeschreibung wird das Modell Yld2000-2d nach Barlat verwendet, welches bis auf die r-Werte mit Daten aus dem Zugversuch und Bulgetest parametrisiert wird. Ebenfalls wird die Fließkurve gemäß dem in Abschnitt 5.3 vorgestellten Verfahren vorgegeben. Die r-Werte sind als variabel mit einem Startwert von eins gesetzt.

## Reibzahlanalyse unter Berücksichtigung der Sensitivität auf das inverse Model

Neben den r-Werten hat auch die Reibung einen sehr großen Einfluss auf den Formänderungszustand und somit die Dickenverteilung in der Napfwand. Reibung bewirkt eine Kraft tangential zur Oberfläche und wirkt somit dem Materialfluss aus der Napfhöhe entgegen. Das Material fließt daher mit steigender Reibungskraft stärker aus der Dicke. Die exakte Bestimmung der Reibzahl ist jedoch mit großen Schwierigkeiten verbunden, da eine Messung des realen Zustands während des Napfzugs nicht möglich ist. Daher wird im Folgenden zunächst eine Sensitivitätsbetrachtung der Reibzahl im Vergleich zu den r-Werten durchgeführt, um den Einfluss der Reibzahl beziehungsweise der Niederhaltekraft auf die Wanddickenverteilung bewerten und in

Relation zur Sensitivität der r-Werte setzen zu können. Ebenfalls wird vor allem auf die Wahl der richtigen Niederhaltekräfte zur Reduzierung der Sensitivität eingegangen. Die Auswirkung der Reibung auf das Residuum zwischen Experiment und Simulation ist in Abbildung 56 dargestellt.

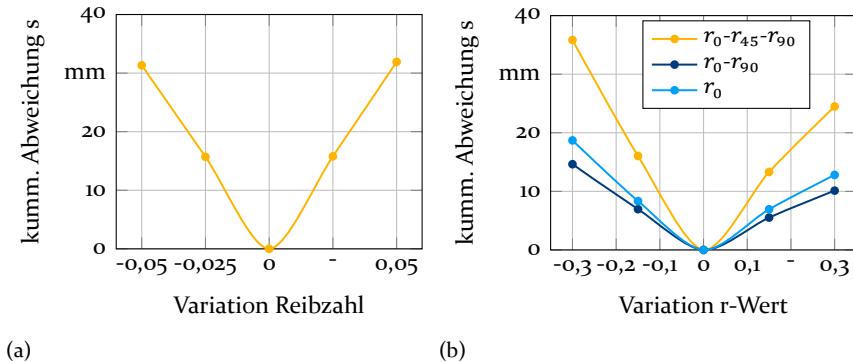


Bild 56: Sensitivitätsbetrachtung: Vergleich des Coloumb-Reibzahl zu r-Werten und der Einfluss der Variation auf die kumulierte Dickenabweichung zur Referenz

Als Grundlage wurden vollständig charakterisierte Materialkennwerte der Güte TS245 sowie der korrespondierende Napf verwendet. Variiert wurde die Reibzahl um +/- 0,05 ausgehend von einer Reibzahl von 0,075. Die r-Werte wurden in einem Bereich von +/- 0,03 ausgehend von  $r_0 = 1,24$ ,  $r_{45} = 1,52$  und  $r_{90} = 1,55$  variiert. Hierbei wurden unterschiedliche Variationsszenarien betrachtet. Neben der ausschließlichen Variation von  $r_0$  wurden  $r_0$  und  $r_{90}$  sowie alle drei Parameter variiert. Die Ergebnisse zeigen eine starke Sensitivität der Reibzahl auf das Residuum der Dickenverteilung. Bezogen auf die Variation des r-Werts entspricht eine Abweichung der Reibzahl um 0,025 einer Abweichung der r-Werte um 0,15. In der Simulation wurde eine Niederhaltekraft von 11 kN verwendet. Für die erfolgreiche Verwendung des inversen Modells sind somit die folgenden zwei Dinge von Relevanz. Zum einem gilt es die Sensitivität der Reibzahl zu minimieren und zum anderen diese möglichst genau zu bestimmen. Für ersteres wird ebenfalls die Auswirkung der Niederhaltekraft auf die Sensitivität der Reibzahl in Abbildung 57 dargestellt. Eine niedrige Niederhaltekraft führt zu niedrigeren Reibungskräften, die das Kreuzprodukt aus Normalkräften (Niederhaltekräften) und Reibzahl bilden. In Abbildung 57 kann im Vergleich zwischen (a) und (b) klar beobachtet werden, dass eine niedrigere Niederhaltekraft einen geringeren Einfluss auf die Napfhöhe hat, welche aus der Wanddickenverteilung resultiert. Hieraus kann geschlossen werden, dass die Einstellung einer niedrigen



und lediglich die Flächen und Seilreibung zum Kraftunterschied beiträgt. Die Biegekraft wird aufgrund der geringen Blechdicke vernachlässigt. In Abbildung 58 sind die Kraftverläufe für die vier Werkstoffe aus Tabelle 5 und jeweils zwei Niederhaltekräfte dargestellt. Zu erkennen ist der für den Tiefzug typische Kraftverlauf, bei dem nach steilem Anstieg die Kraft wieder langsam über den Stempelweg abfällt.

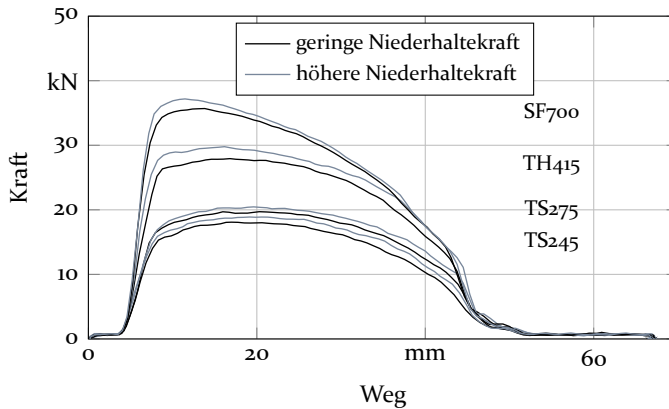


Bild 58: Verlauf der Stempelkraft im Napfzug für zwei unterschiedliche Niederhaltekräfte an vier Werkstoffen aus Tabelle 5

Zur Berechnung der Reibzahl werden jeweils die maximalen Stempelkräfte herangezogen und durch numerische Lösung des Gleichungssystems in Gleichung 68 über einen Solver bestimmt. Die Ergebnisse der hieraus resultierenden Reibungskräfte sind in Tabelle 8 aufgeführt. Sie bilden eine geringe Spanne von 0,063 und 0,086 ab. Die hieraus resultierende Reibzahl wird im Folgenden für die Parametrisierung der inversen Modelle Verwendung finden. Hierfür werden die jeweils geringeren Niederhaltekräfte herangezogen, um die beschriebene Sensitivität zu minimieren.

Tabelle 8: Übersicht der verwendeten Niederhalterkräfte und errechneten Reibzahlen im Tiefzug zur Parametrisierung des inversen Modells

	TS245	TS275	TH415	SF700
geringere Niederhaltekraft, kN	11	10	24	26
höhere Niederhaltekraft, kN	22	19	46	50
berechnete Reibzahl	0,086	0,073	0,074	0,063

Die erarbeitete Systematik ermöglicht somit zum einen die Reduzierung des Einflusses der Reibzahlsensitivität durch die Verwendung möglichst geringer Niederhaltekräfte und zum anderen eine analytische Bestimmung der Reibzahl zur Parametrisierung im inversen Modell. Gleichwohl handelt es sich bei der Bestimmung lediglich um eine analytische Berechnung auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen und nicht um eine konkrete Messung der Reibzahl. Ein möglicher negativer Einfluss auf das Ergebnis der unzureichend präzise bestimmten Reibzahl kann folglich nicht ausgeschlossen, sondern lediglich minimiert werden.

#### **6.2.4 Bewertung der vorgestellten r-Wert Bestimmungsverfahren**

In Abbildung 59 sind die resultierenden r-Wert Verläufe dargestellt. Zusätzlich zur inversen Bestimmung sind die Ergebnisse aus der analytischen Berechnung sowie der Ermittlung aus Texturdaten über die Taylor Theorie dargestellt. Für das inverse Modell wurde zwar nur hinsichtlich der r-Werte in  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Richtung optimiert, durch die Parameter der Fließfunktion  $Yld2000z_d$  lassen sich jedoch auch die Werte in  $15^\circ$  Abstufung darstellen. Für den Werkstoff TS245 in Abbildung 59 (a) werden Abweichungen im Mittel über die sechs Orientierungen von 0,09 bei einem Maximum von 0,16 und einem Minimum von 0,015 beobachtet. Das inverse Modell ist somit sehr gut in der Lage, ähnliche r-Werte wie im Zugversuch zu bestimmen. Der analytische Ansatz weist vergleichsweise eine mittlere Abweichung von 0,2 bei einer maximalen Abweichung von 0,57 auf. Die Texturbestimmung weicht im Mittel um 0,42 von den experimentellen Zugversuchsdaten und in der Spitze sogar um 0,63 ab. Abbildung 59 (b) können die Ergebnisse für den Werkstoff TS275 entnommen werden. Das inverse Modell weicht im Mittel um 0,12 von den Zugversuchsdaten bei einem Maximum von 0,2 und einem Minimum von 0,05 ab. Das analytische Modell zeigt eine Differenz zu den Zugversuchsdaten von im Mittel 0,2 und im Maximum von 0,4. Die Berechnung auf Grundlage der Texturdaten hingegen weicht im Mittel um 0,38 und in der Spitze um 0,67 ab. Fortführend stellt Abbildung 59 (c) die Ergebnisse für den Werkstoff TH415 dar. Das inverse Modell liefert präzise Ergebnisse, die sich im Mittel lediglich um 0,05 von den Zugversuchsdaten unterscheiden, bei einem Maximum von 0,13. Das analytische Modell hingegen weicht im Mittel bereits um 0,19 (maximal 0,45) während die Vorhersage auf Grundlage der Texturdaten im Mittel um 0,31 und im Maximum um 0,56 abweicht. Für die drei beschriebenen Werkstoffe kann zusammengefasst werden, dass das inverse Modell im Vergleich zu den Zugversuchsdaten die genauesten Ergebnisse liefert und die Vorhersagegüte im Vergleich zu Texturberechnungen und analytischen Methoden deutlich gesteigert werden kann.

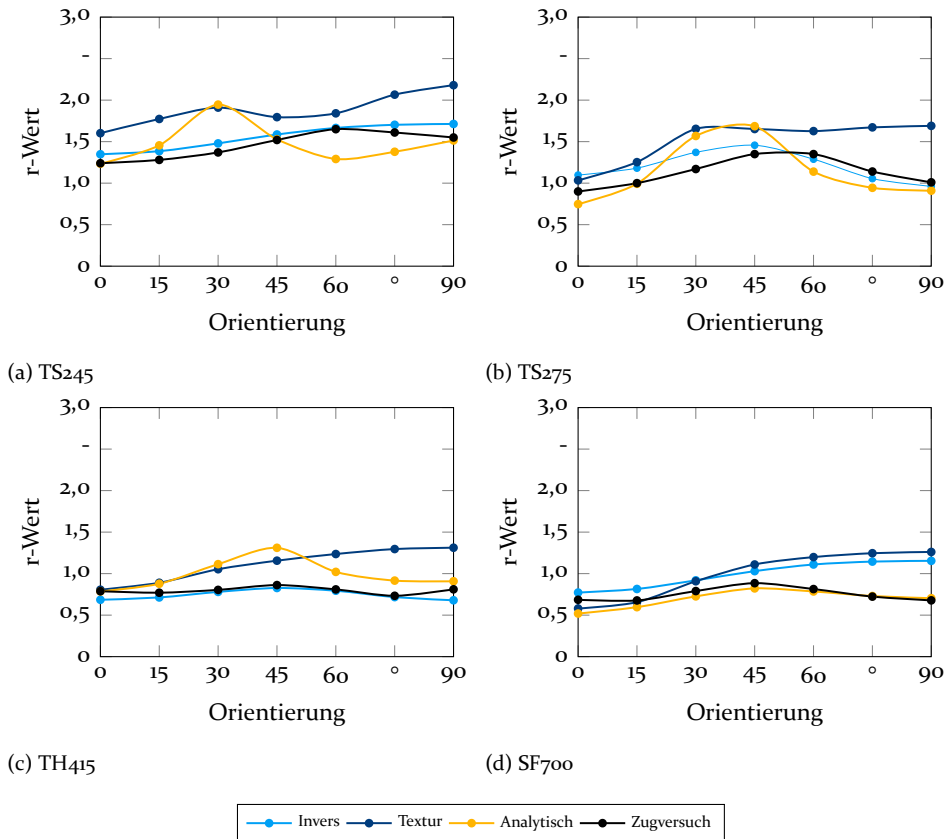


Bild 59: Alternative Bestimmung der r-Werte im Vergleich zum Zugversuch

Für den Werkstoff SF700 in Abbildung 59 (d) werden jedoch gegenteilige Beobachtungen gemacht. Hier zeigt das analytische Modell mit einer mittleren Abweichung von 0,062 (maximal 0,16) die besten Ergebnisse im Vergleich zum Zugversuch. Das inverse Modell weicht hier im Schnitt um 0,24 ab, mit einer maximalen Abweichung von 0,47. Das Texturmodell sogar im Mittel um 0,28 und im Maximum um 0,58. Verbleibende Abweichungen für das inverse Modell insbesondere für den Werkstoff SF700 können unterschiedliche Gründe haben, die teilweise Optimierungsbedarf offerieren. Zum einen besteht auch in der Bestimmung der Reibzahl trotz der vorgestellten Systematik Optimierungsbedarf. Eine genauere Bestimmung der Reibzahl würde ebenfalls die durch die Reibungssensitivität beeinflusste Ungenauigkeit des Modells reduzieren. Möglich wäre eine Erweiterung des Modells um eine weitere Variable der Reibzahl. Zum anderen könnte der Abgleich der Kraftkurve bei variierender Reibung in das inverse Modell integriert werden. Des Weiteren

füßt das Modell auf einer plane stress Elementformulierung. Der Einfluss der Spannung in Dickenrichtung durch den Niederhalter wird hierdurch vernachlässigt. Aufgrund der sehr niedrigen Niederhaltekräfte kann diese Annahme getätigt werden, da auch bei Einzug des letzten Millimeters des Flanschs eine Niederhaltekraft von 11 kN lediglich einer Spannung in Dickenrichtung von 93 MPa entspricht und somit noch weit entfernt von plastischer Verformung ist. Die Auswirkung auf die Simulation wurde jedoch bisher nicht untersucht. Ebenso vernachlässigt das Modell kinematische Verfestigungseffekte, die durch den Lastwechsel am Stempelradius auftreten können. Aufgrund der geringen Blechdicke und der daraus resultierenden geringen Biegespannung wurde dies bisher vernachlässigt und nicht grundlegend untersucht. Letztlich bietet auch die Messung der Formänderung auf der experimentellen Probe weiteres Optimierungspotential. Die elektrolytische Berasterung unterliegt ebenfalls einer Schwankung von mindestens einem Prozent, was bezogen auf die Dicke ca. zwei hundertstel Millimeter entspricht. Eine Berasterung mittels Digitaldruck bietet hier die genauere, aber auch aufwendigere Lösung.

Zur Erweiterung werden an dieser Stelle die  $r$ -Werte mit dem inversen Modell für einen hoch festen Werkstoff ermittelt, für den, wie in den vorherigen Abschnitten beschrieben, keine  $r$ -Wert Messung bzw. nur bedingt über lokale Messung oder Hochgeschwindigkeitsversuche möglich ist. Für den beschriebenen Werkstoff TH620 wurde daher ebenfalls ein inverses Modell nach der beschriebenen Vorgehensweise aufgestellt. Die ermittelten  $r$ -Werte belaufen sich auf 0,64 für die Längsrichtung 1,07 für die Querrichtung und 0,85 für die Diagonalrichtung. Die Werte weichen somit nur in geringem Maße von der Ermittlung aus den Hochgeschwindigkeitsversuchen ab. ( $\Delta$  0,11 für die Längsrichtung,  $\Delta$  0,02 für die Querrichtung,  $\Delta$  0,06 für die Diagonalrichtung). Die vergleichenden Ergebnisse sind auch nochmals in Tabelle 9 dargestellt. Neben den bereits beschriebenen Abweichungen fällt aber vor allem auf, dass alle drei dargestellten Verfahren das grundsätzliche Verhalten des  $r$ -Werts in Abhängigkeit der Orientierungen bzw. den Trend gleichermaßen abbilden. Die lokalen Auswertungen liegen im Schnitt tiefer als die beiden anderen Verfahren. Dies ist jedoch auch auf den geringen Umformgrad des Auswertebereichs zurückzuführen. Es kann festgehalten werden, dass durch die gute Übereinstimmung unterschiedlicher alternativer Verfahren, die im Rahmen dieser Arbeit zur Ermittlung von  $r$ -Werten für höher feste Verpackungsstähle vorgestellt wurden, eine Bestimmung dieser Werte zur Nutzung in der Simulation ermöglicht wurde. Dies schließt die Lücke im Stand der Technik, der bisher kein Verfahren zur Bestimmung der  $r$ -Werte von Verpackungsstahl mit geringer Dehnung aufzeigte. Die daher im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und diskutierten Verfahren bringen einen unterschiedlich großen Versuchsaufwand mit sich, der unter anderem auch aufwendige Messtechnik

erfordert. Die Wahl des Verfahren ist daher auch von den zur Verfügung stehenden Möglichkeiten abhängig.

Tabelle 9: Vergleich vorgestellter alternativer Ermittlungsverfahren des  $r$ -Werts für den Werkstoff TH620

	lokal quasi statisch	dynamisch 40 1/s	invers
$r_0$	0,43	0,53	0,64
$r_{45}$	1,01	1,09	1,07
$r_{90}$	0,72	0,79	0,85

In wie fern eine lokale Auswertung der  $r$ -Werte aus dem Zugversuch praktikabel ist, hängt maßgeblich von der erreichten Dehnung des jeweiligen Werkstoffs ab. Das hierzu präsentierte lokale Verfahren bietet den Vorteil, keine zusätzlichen Versuche zu benötigen, da die Zugversuche zur Bestimmung des Fließbeginns ohnehin für drei Richtungen vorliegen. Gleichzeitig bildet dieses Verfahren die  $r$ -Werte nicht bis hin zu den in der Anwendung erreichten Umformgraden ab. Die in dieser Arbeit entwickelte inverse Bestimmung ermöglicht eben dies, bringt jedoch einen erhöhten Versuchs- und Auswertungsaufwand mit sich. Gleichzeitig zeigen sich geringe Abweichungen im Vergleich zur Bestimmung aus dem Zugversuch. Das Verfahren wird daher für Werkstoffe empfohlen, die nur ein sehr geringes Maß an Dehnung im Zugversuch aufzeigen, wie für den Verpackungsstahl TH620 gezeigt.

### 6.3 Charakterisierung des Fließverhaltens im Bereich ebener und biaxialer Dehnung

Formänderungszustände im Bereich zwischen ebener und biaxialer Dehnung sind als reine Zugumformung charakterisiert, in denen die Formänderung zu Lasten einer Blechdickenreduktion geht und die somit häufig für das Versagen im Umformprozess verantwortlich sind. Die genaue Werkstoffmodellierung dieses Bereichs, welcher sich im ersten Quadranten des Fließorts befindet, ist somit von wichtiger Bedeutung für eine präzise Umformsimulation. Insbesondere unterscheiden sich in der Modellierung dieses Bereichs die gängigen Fließortmodelle, wie von Mises, Hill<sub>48</sub> und das Modell Yld<sub>2000-2d</sub>, welches als einziges der drei aufgeführten biaxiale Kennwerte berücksichtigt. Im Folgenden werden die anisotropen Umformeigenschaften der drei Verpackungsstähle im Bereich ebener Dehnung und Streckzug untersucht und die Charakteristik von Verpackungsstählen herausgestellt, um hieraus

ableitend unterschiedliche Materialmodelle zu kalibrieren und hinsichtlich der Abbildungsgenauigkeit der mechanischen Kennwerte zu bewerten.

### 6.3.1 Bestimmung biaxialer Anisotropie aus dem Tiefungsversuch

Die  $r$ -Werte  $r_0, r_{45}, r_{90}$  beschreiben die Anisotropie im einachsigen Spannungszustand. Aber auch im biaxialen Spannungszustand treten anisotrope Formänderungszustände auf, in denen kein rein biaxialer Formänderungszustand aus dem biaxialen Spannungszustand resultiert. Der Anisotropiekoeffizient  $r_b$  beschreibt folglich die Anisotropie im Streckziehen und somit das Verhältnis aus Haupt- und Nebenformänderung. Lazarescu et al. [63] schlagen hierzu den Tiefungsversuch vor. Gleichzeitig werden auch Stauch- bzw. Schichtstauchversuche im äquibiaxialen Spannungszustand hierzu genutzt [58]. Im Folgenden werden die Tiefungsversuche, wie sie in Abschnitt 4.3 beschrieben wurden, verwendet. In Abbildung 60 sind die Verläufe des biaxialen Anisotropiekoeffizienten über den Umformgrad für die drei in Tabelle 3 aufgeführten Werkstoffe dargestellt.

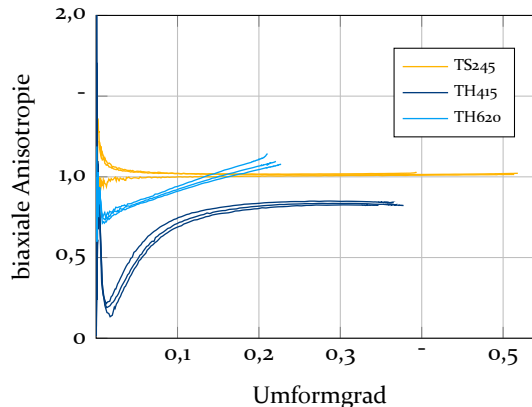


Bild 60: Verlauf der biaxialen Anisotropie für drei unterschiedliche Verpackungsstähle

Zu erkennen ist nahezu isotropes Verhalten für den Werkstoff mit der geringsten Festigkeit TS245. Für den Werkstoff TH415 hingegen kann eine Anisotropie beobachtet werden, deren Parameter auf einem Wert von 0,83 in eine Sättigung über den Umformgrad läuft. Diese biaxiale Anisotropie wird im Folgenden bei der Parametrisierung der Fließortparameter berücksichtigt. Für den Werkstoff TH620 kann ein anisotropes Verhalten beobachtet werden, welches jedoch nicht in eine Sättigung läuft. Vielmehr ist sogar ein Wechsel von unter auf über eins und somit ein Wechsel der Vorzugsrichtung zu

beobachten und resultiert aus dem noch nicht in Sättigung verlaufenen Wert zum Zeitpunkt des Versagens. Auf die Berücksichtigung dieser Anisotropie im Fließort soll später eingegangen werden. Das unterschiedliche Verhalten resultiert vornehmlich aus den unterschiedlich starken Nachwalzgraden, die für eine unterschiedlich starke Texturierung sorgen. Stärker nachgewalzte Werkstoffe wie der Werkstoff TH415 und TH620 zeigen daher vermehrt anisotropes Verhalten auch im Streckziehen. Die vorgestellten Ergebnisse ermöglichen die Bestimmung des anisotropen Verhaltens im Streckziehen von Verpackungsstahl, welches zuvor nicht untersucht wurde. Es zeigt sich insbesondere das für verschiedene Verpackungsstähle unterschiedliche Verhalten. Somit empfiehlt sich die Berücksichtigung der Anisotropie für nachgewalzte Verpackungsstahltemper mit verstärkter Anisotropie in der Werkstoffmodellierung für die Simulation. An dieser Stelle steht jedoch der Abgleich mittels Schichtstauchversuchen für Verpackungsstähle noch aus. Das Streckziehen steht teilweise in der Kritik, durch die Einspannung das Formänderungsverhalten maßgeblich zu beeinflussen [54]. Potential bietet hier die Untersuchung von Hetz et al. [54], die den biaxialen Anisotropie Koeffizienten mit lediglich einer Blechrolle bestimmten. Auf Grundlage dessen gilt es vor allem den nicht in Sättigung laufenden Koeffizienten des Werkstoffs TH620 abzugleichen. Zur Berücksichtigung sich über die Umformung verändernder Fließortgradienten zeigt die Arbeit von Küsters und Brosius Potential [138]. In ihren Untersuchungen modellierten sie die sich verändernden Fließortgradienten über sich variierende Fließortexponenten.

### 6.3.2 Streckziehen

In Abbildung 61 sind die Ergebnisse der Tiefungsversuche zum einem dehnratengesteuert (blau) mit Hydrauliköl und nicht-dehnratengesteuert (schwarz) mit Nicht-Newtonsches Fluid dargestellt. Zu erkennen ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen blauer und schwarzer Kurve für die Werkstoffe TS245 und TH415. Lediglich die Spannung bei noch geringen Umformgraden für den Werkstoff TH415 weicht voneinander ab. Diese Schwankungen resultieren im Tiefungsversuch unabhängig von der Durchführungsmethodik aus dem Fitting eines Kugelradius, der zu Beginn der Prüfung gegen unendlich läuft und somit großen Schwankungen unterliegt [48]. Für den Werkstoff TH620 hingegen können größere Unterschiede von ca. 40 MPa beobachtet werden. Da jedoch in Abschnitt 5.1.3 gezeigt wurde, dass für diesen Werkstoff eine geringe Dehnratensensitivität beobachtet wird, kann davon ausgegangen werden, dass die Abweichungen nicht aus der Dehnratensteuerung, sondern vielmehr aus dem unzureichend ausgelegten Drucksensor der Versuche mit Hydraulik Öl resultiert. Im Folgenden werden daher die Versuche mittels des Versuchsaufbau mit Nicht-Newtonschen Fluid herangezogen, deren

Druckmessung auf die Blechdicken von Verpackungsstählen ausgelegt ist. Gleichzeitig wird wie im einachsigen Zustand das deutlich höhere Verfestigungspotential der Werkstoffe mit geringerer Streckgrenze deutlich. Der Werkstoff TS245 zeigt ein hohes Maß an Umformvermögen und Verfestigung, während dies bei dem Werkstoff TH415 bereits deutlich geringer ausfällt. Der Werkstoff TH620 zeigt nahezu kein Verfestigungsverhalten mehr und kann als ideal plastisch angesehen werden. Für die Parametrisierung des Fließorts ist nicht der Verlauf der Verfestigung, sondern der Beginn des plastischen Fließens in Relation zur uniaxialen Spannung relevant.

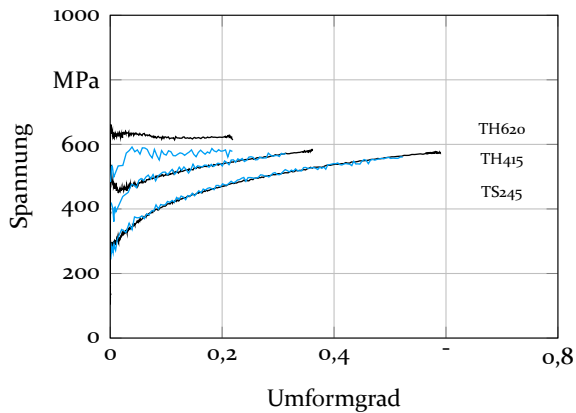


Bild 61: Ergebnisse der Tiefungsversuche: Dehnratengesteuert (blau) und Weggesteuert (schwarz)

Die Auswertung der Festigkeit erfolgt daher über eine Transformation des Bulgetests auf die Zugversuchsdaten. Das Verhältnis der beiden Versuche zwischen zwei Prozent vor der Gleichmaßdehnung dient der Berechnung der biaxialen Festigkeit zur Parametrisierung des Fließorts (siehe Abschnitt 5.2). Dies resultiert aus der starken Streuung des Tiefungsversuchs zu Beginn, der auf einen sehr hohen Krümmungsradius der Probe bei geringer Verformung zurückzuführen ist. Ebenso bietet dies den Vorteil, das Verhältnis zwischen uniaxialer und biaxialer Spannung über einen größeren Bereich mitteln zu können. Alle drei untersuchten Verpackungsstähle zeigen eine höhere Festigkeit im Streckzug im Vergleich zur uniaxialen Festigkeit und bestätigen somit das bereits in Abschnitt 5.2 charakteristische Verhalten von Verpackungsstählen, welches im Rahmen dieser Arbeit auch für höher feste Güten bestätigt werden konnte. Unter Berücksichtigung, dass isotrope Fließortmodelle wie das Modell nach von Mises die gleiche Festigkeit im biaxialen wie im uniaxialen Spannungszustand modellieren, legen die Ergebnisse nahe, das Festigkeitsverhalten im Streckzug für die Modellierung zu berücksichtigen.

Die vorgestellten Ergebnisse liefern die Grundlage das Festigkeitsverhalten von Verpackungsstählen im biaxialen Streckziehen abzubilden.

### 6.3.3 Ebener Verformungszustand

Die Charakterisierung des ebenen Verformungszustands dient der Beschreibung des Fließorts in diesem für viele Umformprozesse sehr relevanten Verformungszustand, in dem das Material sehr stark in der Dicke reduziert wird und daher häufig versagt [47]. Während Zugversuche im ebenen Dehnungszustand, wie sie weit verbreitet sind [58], zwar die Beschreibung des Festigkeits- und Verfestigungsverhalten zulassen, ermöglichen sie es nicht, einen konkreten Punkt innerhalb des Fließorts zu parametrisieren. Dies hingegen ermöglichen hydraulische Tiefungsversuche mittels elliptischen Ziehring, die jedoch bis auf die Veröffentlichung von Lenzen et al. [48] noch nicht verbreitet sind. Im Folgenden soll daher die Grundlage geschaffen werden, den wichtigen Bereich der ebenen Dehnung im Fließortmodell auch für Verpackungsstähle präzise modellieren zu können. Die ursprünglich im Stand der Technik beschriebenen Methoden zur Parametrisierung des Yld2000-2d Fließorts sieht dies nicht vor. Durch Übertragung der von Lenzen et al. vorgestellten Methode auf dünnste Verpackungsstähle soll somit die Abbildungsgenauigkeit des Werkstoffmodells für Verpackungsstähle insbesondere im Bereich ebener Dehnung gesteigert werden. Hierzu werden zunächst die Ergebnisse der elliptische Tiefungsversuche vorgestellt und diese anschließend mittels der Zugversuche validiert.

#### Tiefungsversuch mit elliptischem Ziehring

Abbildung 62 zeigt eine mit elliptischem Ziehring verformte Tiefungsprobe.



Bild 62: Verformte Probe nach Tiefung mit elliptischem Ziehring und stochastischem Muster

Neben dem stochastischen Muster erkennt man hier das elliptische Ausprägungsverhalten der Probe. Da es sich nicht um rotationssymmetrische Versuche handelt, spielt die Walzrichtung eine entscheidende Rolle. Die Ergebnisse sind daher sowohl für Längs- als auch Querrichtung dargestellt.

Längsrichtung bedeutet Walzrichtung in Richtung der kürzeren Ringabmessung. Die gesamten Ergebnisse für Längs- bzw. Querrichtung, sowie die drei unterschiedlichen Werkstoffe und jeweils Haupt- und Nebenformänderung können Abbildung 63 entnommen werden.

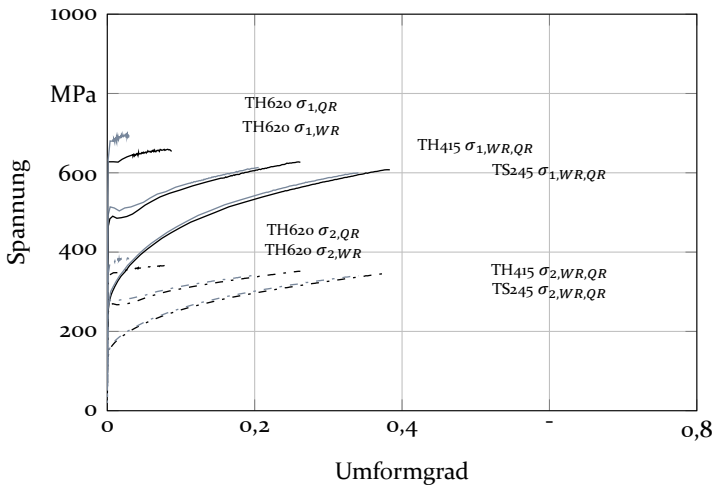


Bild 63: Spannungs-Dehnungs Verläufe aus dem elliptischen Tiefungsversuch im ebenen Dehnungszustand jeweils in Quer- (grau) und Längsrichtung (schwarz) zur Walzrichtung

Zu beobachten ist zunächst das ausgeprägtere Verfestigungsverhalten aller Werkstoffe im Vergleich zum Tiefungsversuch mit Vollring. Auch für den Werkstoff TH620, der bisher kein Verfestigungsverhalten zeigte, kann dieses beobachtet werden. Des Weiteren wird ersichtlich, dass für die Werkstoffe TS245 und TH415 nahezu keine Anisotropie hinsichtlich der Orientierung beobachtet werden kann. Die Abweichungen liegen im Bereich von 5-9 MPa und somit innerhalb der generellen Streuung. Für den Werkstoff TH620 hingegen kann ein erheblicher Unterschied von fast 50 MPa festgestellt werden. Die Querrichtung zeigt eine höhere Festigkeit, wie es bereits bei den Zugversuchen ersichtlich war. Dies wird für diesen Werkstoff im Folgenden bei der Fließortparametrisierung berücksichtigt, um die Anisotropie in der Simulation abbilden zu können. Für die Werkstoffe TS245 und TH415 werden aufgrund der nicht zu beobachtenden Anisotropie lediglich die Längsrichtung berücksichtigt.

### Zugversuch mit ebener Dehnung

Die im vorherigen Abschnitt charakterisierten Verfestigungskurven zur Beschreibung des Verhaltens bei ebener Dehnung werden nochmals durch

Zugversuche im ebenen Dehnungszustand validiert. Aufgrund der Geometrie, der geringen parallelen Länge und somit einem hohen Einfluss der Übergangsradien auf das Versagen der Probe konnten für den Werkstoff TH620 keine auswertbaren Ergebnisse erzielt werden. Die Rissinitiierung erfolgte hier bereits unmittelbar im Übergang zwischen elastischer und plastischer Umformung. Die Validierung wird daher im Folgenden für die Werkstoff TS245 und TH415 erfolgen. Durch den Einfluss des Radius verformt nicht die gesamte Probe im ebenen Dehnungszustand. Um den Anteil korrekt umzurechnen, wird auf den Ansatz nach Flores et al. [59], wie er bereits in Abschnitt 4.4 beschrieben wurde, zurückgegriffen. Die Dehnungsverteilung und der Dehnungsgradient über den Breitenschnitt sind in den Abbildungen 64 und 65 jeweils in (b) und (a) zu entnehmen.

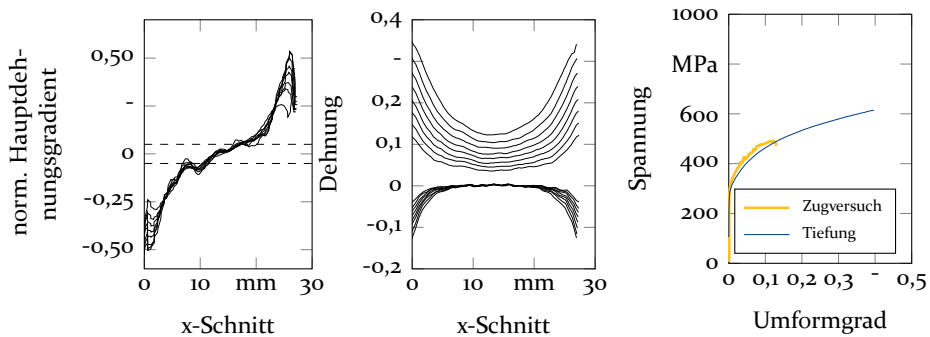


Bild 64: Auswertung des ebenen Zugversuchs für den Werkstoff TS245 nach Flores et al. [59]

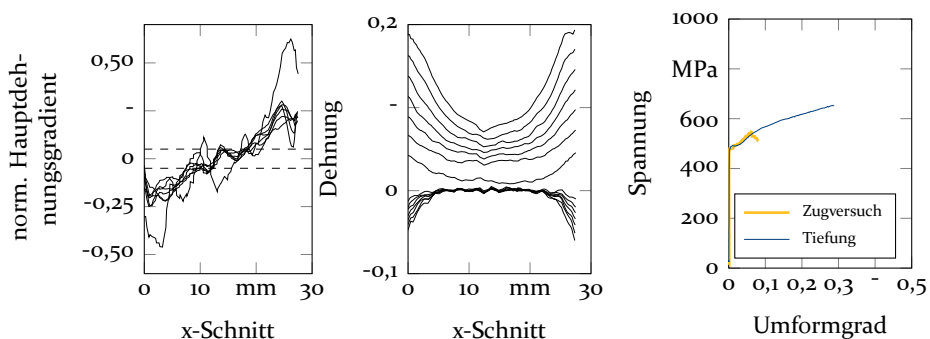


Bild 65: Auswertung des ebenen Zugversuchs für den Werkstoff TH415 nach Flores et al. [59]

Diese sind relevant für die Berechnung der effektiven Breite und der daraus resultierenden Spannung gemäß der Formeln 49 und 50. Ersichtlich wird der für beide Werkstoffe schmale Bereich der homogenen Verformung, der

zwischen 10 mm und 20 mm des Schnitts liegt. Bezogen auf den Spannungsverlauf fällt zunächst die deutlich geringere erreichte Dehnung im Vergleich zum Tiefungsversuch auf. Dies liegt zum einen an der fehlenden Rissempfindlichkeit der Tiefungsversuche, zum anderen aber auch an der Dehnungsverteilung, die für den Tiefungsversuch ein anderes Einschnürungsverhalten aufgrund geringerer geometrischer Entfestigung ermöglicht. Vergleicht man den generellen Verlauf der Kurven, kann für beide Werkstoffe eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Zugversuch und Tiefungsversuch bestätigt werden. Lediglich für den Werkstoff TS<sub>245</sub> gibt es leichte Abweichungen im Bereich von ca. 20 MPa. Da jedoch auch die Auswertung des Zugversuchs Ungenauigkeiten mit sich bringt, kann an dieser Stelle nicht auf eine unzureichende Methodik des Tiefungsversuch geschlossen werden. Vielmehr wird dieser im Folgenden für die Fließortparametrisierung herangezogen.

### **Optimierung des Fließexponenten im Fließortmodell Yld2000-2d**

Das Fließortmodell Yld2000-2d wird gemäß der Beschreibung von Frederic Barlat [8] mittels acht freier Parameter kalibriert. Hinzu kommt jedoch mit dem Exponenten des Fließortmodells ein weiterer Parameter, der in der Literatur zwar für ferritische Stähle mit sechs empfohlen, aber nicht fest bestimmbar ist und vor allem von der kristallographischen Zusammensetzung abhängt [4]. In der Literatur zeigt sich, dass dieser Exponent Einfluss auf die Gestalt des Fließorts im Bereich ebener Dehnung des ersten Quadranten hat. Insbesondere Lenzen und Merklein [48] entwickelten die Möglichkeit, mittels elliptischer Tiefungsversuche den Exponenten zu optimieren, vor allem im Hinblick auf kritische Anwendungen im Bereich ebener Dehnung. Diese sind auch für Verpackungsstähle relevant, da sie in Anwendungen wie dem Expandieren von Dosenrumpfen, dem Nietzug in EOE-Deckeln oder aber im Stempelradius unterschiedlichster Tiefziehenanwendungen auftreten. Der elliptische Tiefungsversuch und die Methode von Lenzen und Merklein wird daher im Folgenden zur Optimierung des Fließexponenten verwendet. Hierzu werden die Koeffizienten zu einem Umformgrad von 0,05 in den Zugversuchen, als auch in den Tiefungsversuchen ausgewertet, um wie bereits zuvor beschrieben, Ungenauigkeiten der Spannungswerte durch den Krümmungsradius zu Beginn auszuschließen. Gleichzeitig wird die biaxiale Anisotropie für die Werkstoffe TH<sub>415</sub> und TH<sub>620</sub> berücksichtigt. Die Kennwerte können Tabelle 10 entnommen werden. Zur Bestimmung wird ein MATLAB-Solver verwendet, der mittels Least-Square Algorithmus das aufsummierte Residuum, wie in Abschnitt 2.1.3 beschrieben, minimiert. Optimiert wird mittels Nelder-Mead simplex Algorithmus hinsichtlich der r-Werte und Streckgrenzen in der Orientierung 0°, 45° und 90°, der biaxialen Streckgrenze sowie dem zugehörigen Anisotropiekoeffizienten und der plane

strain Spannung durch die Variation der acht  $\alpha$ -Werte und des Fließexponenten. Die Ergebnisse der Vorhersagegenauigkeit für die Streckgrenze und die r-Werte im einachsigen Zustand sind in den Diagrammen 66 ersichtlich. Zwischen experimentellen Werten und der Fließortvorhersage ergeben sich lediglich Abweichungen von Hundertsteln für die r-Werte und wenige einstellige Abweichungen im Bereich von MPa in der Streckgrenze.

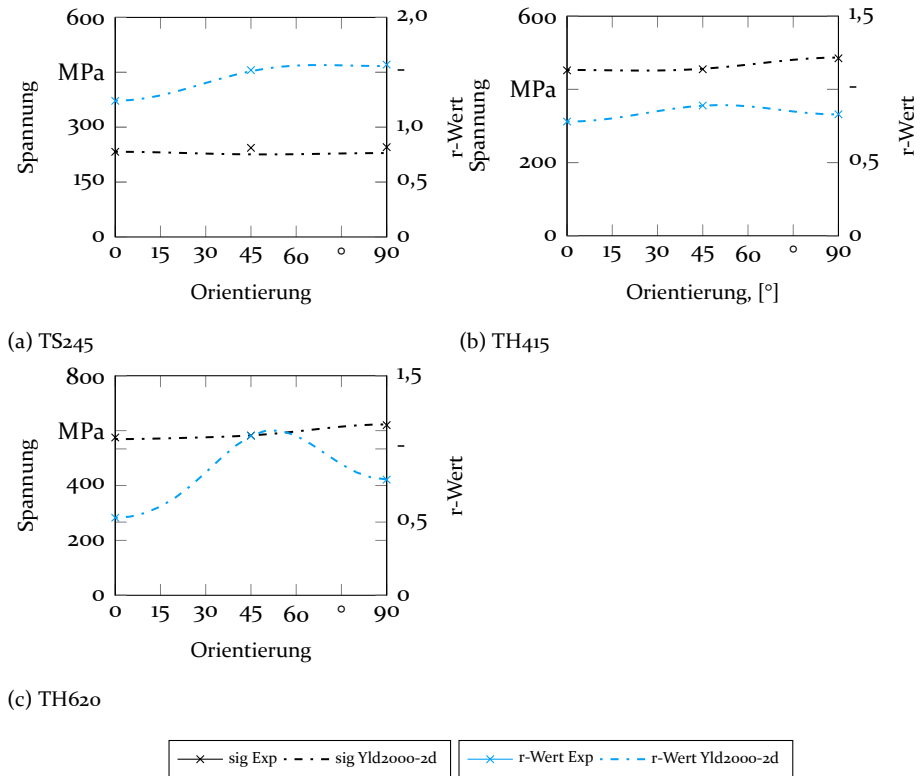
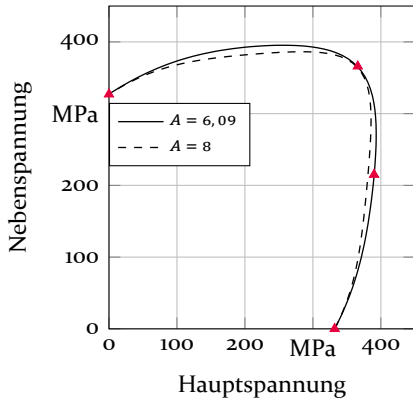


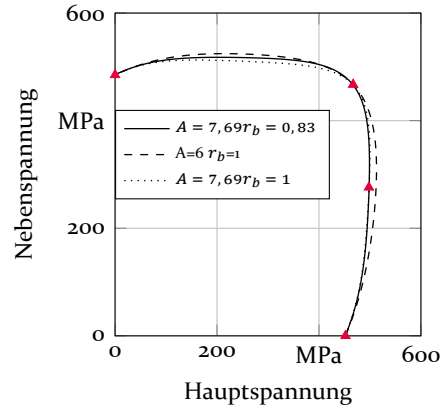
Bild 66: Vorhersage des Fließortmodells Yld2000-2d im Bezug auf Spannung und r-Werte in 0°, 45°, 90° Orientierung

Bezogen auf die Kontur des Fließorts lässt sich die Optimierung anhand von Abbildung 67 vergleichen. Darin ist der optimierte Fließexponent jeweils mit einem Fließexponenten von acht für den Werkstoff TS245 und sechs für den Werkstoff TH415 dargestellt. Die optimierten Fließexponenten betragen 6,09 für den Werkstoff TS245 beziehungsweise 7,69 für den Werkstoff TH415. Für den Werkstoff TH620 ergibt sich durch die Optimierung beider Spannungen der ebenen Dehnung unter Berücksichtigung der biaxialen Anisotropie ein

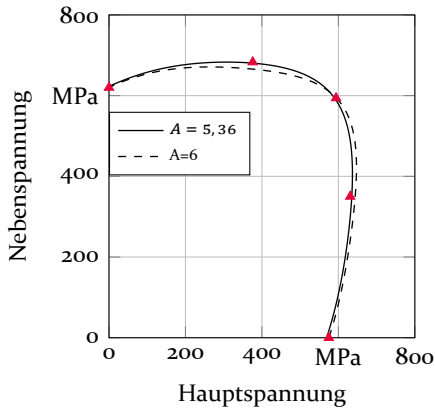
Wert von 5,36 für den Fließexponenten. Die in Abbildung 67 (c) dargestellten experimentellen Werte können somit gut abgebildet werden.



(a) TS245



(b) TH415



(c) TH620

Bild 67: Fließort des ersten Quadranten für das Fließortmodell Yld2000-2d. Vergleich der Optimierung des Fließexponenten mittels elliptischer Tiefungsversuchsdaten zu Literaturwerten

Für die Auswertung wurde ein biaxialer Anisotropie Koeffizient von 0,74 herangezogen. Da sich der Verlauf, wie in Abschnitt 6.3.1 dargestellt, in keine Sättigung läuft, deckt dieser Wert und somit die hieraus errechnete Gestalt des Fließorts nicht das Umformverhalten über einen weiten Dehnungsbe-  
 reich ab. Hier besteht Optimierungspotential. Die Implementierung vom Umformgrad abhängiger Fließortparameter könnte hier Verbesserung bringen. Zunächst einmal werden jedoch die wie beschrieben ermittelten Werte auf ihr Güte in der Validierung überprüft. Die bezogenen Parameter des

zugrunde liegenden Fließpotentials sind in Tabelle 11 dargestellt. Sie ermöglichen die direkte Implementierung des Materialmodells in der gängigen Software. Die Optimierung des Fließsorts wurde in der vorliegenden Arbeit lediglich für die 2D Fließfunktion Yld2000-2d durchgeführt. Die Optimierung des Fließexponenten ebenso für Modelle im 3D Spannungszustand wie Yld91 oder Yld2004-18p ist nicht Teil dieser Arbeit, da sich durch die Verwendung von Schalenelementen in der Simulation dünnster Verpackungsstähle ohnehin zum derzeitigen Stand der Technik keine 3D Formulierung des Spannungszustands zulässt. Die Optimierung insbesondere zur Simulation des im Verpackungsstahlbereich auftretenden 6er Zipfels lässt hier Potential in Zukunft offen. Gleichwohl wird im Folgenden auf den Mehrwert in der Abbildungsgenauigkeit der experimentellen Werte eingegangen.

Um den Mehrwert der Modellierung des Festigkeitsverhaltens im Bereich ebener Dehnung zu bewerten, wird die Differenz der Festigkeit zu den in der Literatur empfohlenen Festigkeitswerten gegeben. Die Differenzen für die drei untersuchten Stähle liegen zwischen 10 und 14 MPa. Die vermeintlich geringen Festigkeitsunterschiede wirken sich jedoch auch auf die Steigung im Übergang des Fließortmodells zwischen biaxialer und ebener Dehnung aus. Ordnet man die Ergebnisse in die bisherigen Erkenntnisse des Stands der Technik ein, in dem Lenzen et al. durch die von ihnen präsentierte Modellierungsmethode den Fließort einer AA5152 Legierung sowie eines DCo6 und eines DP600 optimierten, so lagen dort die Abweichungen zwischen 8 und 77 MPa. Gleichzeitig konnten dort aber auch durch die Abbildung des ebenen Dehnungsverhaltens der AA5152 mit einem Unterschied von 25 MPa deutliche Verbesserungen in der Simulation eines Kreuznapfes erzielt werden. Es kann also davon ausgegangen werden, dass die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Optimierung des Fließexponenten zu einer deutlichen Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit in der Simulation von Verpackungsstahlumformprozessen führt. Hierauf soll im Kapitel der Validierung noch näher eingegangen werden.

Tabelle 10: Werkstoffkennwerte bei einem Umformgrad von 0,05

	$\sigma_0$	$\sigma_{45}$	$\sigma_{90}$	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$	$\sigma_b$	$r_b$	$\sigma_{ps,1}$	$\sigma_{ps,2}$
	MPa	MPa	MPa				MPa		MPa	MPa
TS245	332	322	327	1,24	1,52	1,57	366	1,00	<sup>WR</sup> 390	215
TH415	452	455	485	0,78	0,89	0,83	467	0,83	<sup>WR</sup> 498	276
TH620	575	582	620	0,53	1,09	0,79	594	0,74	<sup>WR</sup> 630 <sup>QR</sup> 683	350 376

Tabelle 11: Werte des Fließortmodells Yld2000-2d für die untersuchten Werkstoffe TS245, TH415 und TH620 inkl. dem optimierten Fließexponenten

	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\alpha_4$	$\alpha_5$	$\alpha_6$	$\alpha_7$	$\alpha_8$	A
TS245	0,919	1,122	0,866	0,941	0,955	0,784	1,049	1,114	6,09
TH415	1,061	0,837	0,980	0,955	0,992	0,931	0,979	1,042	7,69
TH620	0,874	0,936	1,017	0,953	1,029	0,853	0,993	0,989	5,36

### 6.4 Vergleich verschiedener Modellierungsansätze

Neben dem von Frederic Barlat im Jahre 2003 vorgestellten Fließortmodell Yld2000-2d [8] existieren eine große Fülle an unterschiedlichen Fließortmodellen. Häufig aufgrund ihrer einfachen Parametrisierbarkeit werden die Fließortmodelle nach von Mises und Hill aus dem Jahre 1948 verwendet. Das Modell nach Mises ist ausschließlich mit der Fließspannung zu parametrisieren und erfordert im Fall des Modells nach Hill48 r-Werte in drei Orientierungen. Beide Modelle sind quadratisch und erfordern somit keine Wahl des Fließexponenten. Ebenfalls kann die Parametrisierung direkt über die Eingabe der Kennwerte in die mathematische Formulierung erfolgen und erfordert somit keines aufwendigen Bestimmungsprozesses. In Abbildung 68 sind daher die drei verschiedenen Modelle im Bereich des ersten Fließortquadranten gegeneinander dargestellt.

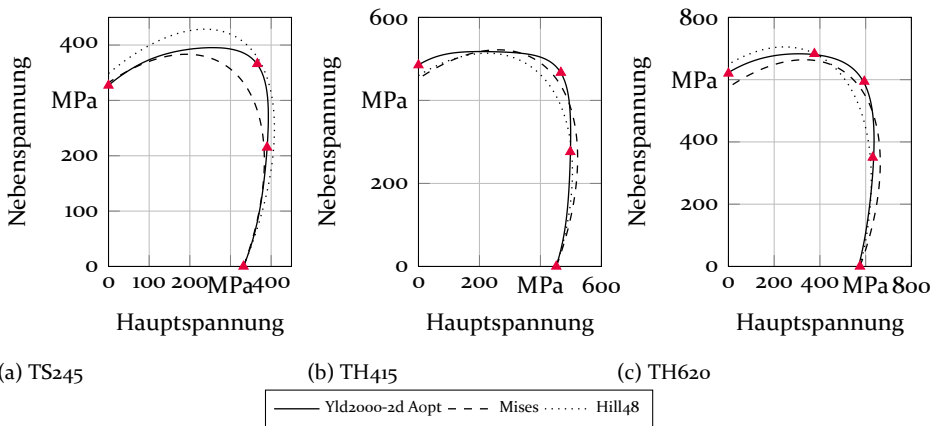


Bild 68: Fließort des ersten Quadranten: Vergleich dreier unterschiedlicher Modelle für die untersuchten Verpackungsstähle TS245, TH415 und TH620

Klar ersichtlich wird, dass lediglich das Modell Yld2000-2d, die experimentellen Punkte abbildet, die es in der Parametrisierung berücksichtigt. Die

Modelle nach von Mises und Hill weisen hier klare Schwächen in der Darstellung des ebenen Spannungsraums für alle drei dargestellten Werkstoffe auf. Das Modell nach von Mises unterschätzt beispielsweise erheblich die biaxiale Spannung, während das Modell nach Hill vor allem im Bereich der ebenen Dehnung in Querrichtung deutlich zu hohe Spannungen abbildet. Für die beiden anderen Werkstoffe sind die Abweichungen im Vergleich zum Modell Yld2000-2d geringer. Die fehlende Abbildungsgenauigkeit der Modelle von Mises und Hill<sub>48</sub> ist auf die Charakteristik der vorgestellten Verpackungsstähle zurückzuführen. Alle drei zeigen eine erhöhte Festigkeit im biaxialen Spannungszustand im Vergleich zum uniaxialen Zugversuch. Besonders ausgeprägt ist dies für den Werkstoff TS<sub>245</sub>, womit die hohen Abweichungen an dieser Stelle erklärt werden. Das Modell nach Hill kann dies abbilden, jedoch lediglich für Werkstoffe mit einem  $r$ -Wert größer eins. Dies erklärt die Beobachtungen für den Werkstoff TS<sub>245</sub>. Die höher festen Werkstoffe TH<sub>415</sub> und TH<sub>620</sub> zeigen die bereits von Woodtrope und Pearce [139] beschriebene Anomalie von  $r$ -Werten kleiner als eins und gleichzeitig einer höheren biaxialen Spannung im Vergleich zur uniaxialen Spannung. Diese Anomalie, wie sie bereits für gewisse Aluminiumlegierungen gezeigt wurde, kann durch die Fließortmodelle Hill<sub>48</sub> und von Mises nicht abgebildet werden. Der Hill<sub>48</sub> Fließort prognostiziert sogar einen Fließort, der innerhalb des von Mises Fließorts liegt. Diese Anomalie konnte erstmals für unterschiedlichste Verpackungsstähle nachgewiesen werden und zeigt klar die Notwendigkeit zur Verwendung komplexer Fließortmodelle auf, um die aufgenommenen mechanischen Kennwerte für Verpackungsstähle modellieren zu können. Die Auswirkung in der Simulation soll in der Validierung in Kapitel 7 diskutiert werden.

Neben den drei beschriebenen wurden in den letzten Jahren auch viele weitere Fließortmodelle entwickelt und teilweise auch in den gängigen Softwarelösungen implementiert. Ein durch die Verwendung 18 freier Parameter und der Erweiterung auf den 3D Spannungszustand in der Komplexität gesteigertes Modell, wurde im Jahre 2005 von Barlat [9] vorgestellt. Hiermit existiert ein konvexes Modell, welches auch die Abbildung von sechs und acht Zipfeln zulässt. Für zwei der drei untersuchten Verpackungsstähle wurden die Koeffizienten dieses Modells bestimmt und in Tabelle 12 aufgeführt. Hier finden sich ebenfalls die Werte für das reduzierte Modell Yld<sub>2004-13p</sub>. Für den Werkstoff TH<sub>620</sub> wurde dieses Modell nicht parametrisiert, da in quasi-statischen Zugversuchen keine verlässliche  $r$ -Wert Ermittlung möglich ist und auf den Aufwand von Hochgeschwindigkeitszugversuchen in 15° Orientierung unter dem Hinblick eines klaren 4er Zipfels verzichtet wurde. Für beide Varianten wurden die in-plane Parameter nicht berücksichtigt und mit eins als isotrop festgelegt. Zur Parametrisierung der zugrundeliegenden Werte wurden, wie

bereits für das Modell Yld2002-2d ein MATLAB Code unter Nutzung eines Least-Square Algorithmus verwendet. Die hierzu benötigten Gleichungen sind in der ursprünglichen Veröffentlichung von Barlat et al. [9] zu finden. Betrachtet man die Möglichkeit, die experimentell über den Zugversuch gemessenen  $r$ -Werte in  $15^\circ$  Orientierung abzubilden, kann auf Abbildung 69 zurückgegriffen werden. Deutlich ersichtlich wird hier, dass sich die Prognose der  $r$ -Werte, insbesondere der von dem Modell Yld2000-2d nicht berücksichtigten  $r$ -Werte, durch die Verwendung von Yld2004-18p verbessert. In der Prognose der  $r$ -Wert Verteilung in  $15^\circ$  Richtung zeigt jedoch das Modell Yld2000-2d für den Werkstoff TS245 nur eine maximale Abweichung von 0,08 und für den Werkstoff TH415 eine Abweichung von 0,11. Diese kann durch die Verwendung von Yld2004-18p auf 0,03 für den Werkstoff TS245 und 0,05 für den Werkstoff TH415 reduziert werden. In Anbetracht des deutlich erhöhten Versuchsaufwands durch die Durchführung von Zugversuchen in sieben verschiedenen Richtungen kann der Nutzen dieses Modells zur Simulation der untersuchten Verpackungsstähle in Frage gestellt werden.

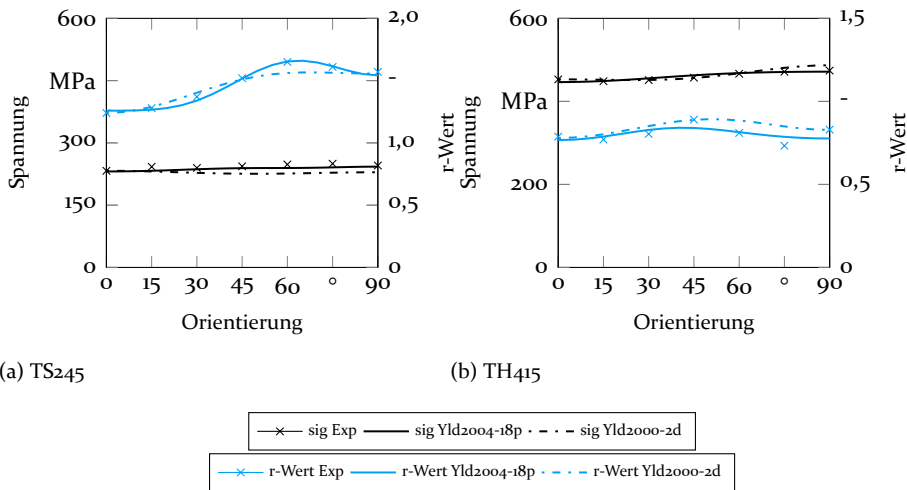


Bild 69: Vorhersage des Fließortmodells Yld2004-18p im Bezug auf Spannung und  $r$ -Werte in  $15^\circ$  Orientierung

Der genaue Vergleich in einer anwendungsnahen Simulation erfolgt in diesem Rahmen jedoch nicht. Hinzu kommt der deutlich erhöhte Aufwand in der Simulationsintegration. Während das Modell Yld2004-18p in LS-DYNA integriert ist, ist es nicht für 2D-stress Schalenelemente verfügbar. Die Implementierung über eine UMAT, die in der von Japan Association for Nonlinear CAE vorgestellten Bibliothek verfügbar ist [140], ist zwar möglich, resultiert

jedoch in einer deutlichen Erhöhung der Rechnerkosten. Zusammenfassend konnte die Möglichkeit zur Parametrisierung des Modells Yld2004-18p für die Werkstoffe TH415 und TS245 und die hiermit erreichte Verbesserung zur Abbildung der anisotropen Parameter erstmals für Verpackungsstähle gezeigt werden. Die erzielte Präzisionssteigerung in der Abbildungsgenauigkeit der Eingangsparameter überwiegt jedoch nicht den enorm gesteigerten Versuchsaufwand im Vergleich zum Modell Yld2000-2d für die untersuchten Werkstoffe. Die umfassende Bewertung auf Grundlage anwendungsnaher Simulationen war jedoch nicht Bestandteil der getätigten Bewertung. Um beispielsweise das anisotrope Verhalten von Material mit sechs Zipfeln in Trimmsimulationem abbilden zu können, bietet das Modell Yld2004-18p Potential. Die Möglichkeit zur Parametrisierung wurde vorgestellt.

Tabelle 12: Parameter für das Fließortmodell Yld2004 mit Fließexponenten 8

	Yld2004-18p		Yld2004-13p	
	TS245	TH415	TS245	TH415
$C'_{12}$	0,2628	1,0614	1	1
$C'_{13}$	0,7695	1,0495	0,4760	1,0174
$C'_{21}$	1,0047	0,8146	0,9230	0,8337
$C'_{23}$	0,6522	1,2276	1,0523	0,4099
$C'_{31}$	0,9244	1,1099	1	1
$C'_{32}$	0,4190	1,1392	1	1
$C'_{44}$	1	1	1	1
$C'_{55}$	1	1	1	1
$C'_{66}$	0,7957	0,9638	0,9895	0,9063
$C''_{12}$	1,0804	1,0477	0,9975	0,9142
$C''_{13}$	0,7256	1,0268	1,0788	0,9702
$C''_{21}$	1,4402	0,8623	1,0398	1,0048
$C''_{23}$	1,5721	0,4982	0,5905	1,1114
$C''_{31}$	1,2545	0,7263	1	1
$C''_{32}$	0,5762	0,8635	1	1
$C''_{44}$	1	1	1	1
$C''_{55}$	1	1	1	1
$C''_{66}$	1,1570	0,9144	0,9805	1,0184

Zusammenfassend wurde im Rahmen des Kapitels zur Charakterisierung der anisotropen plastischen Werkstoffeigenschaften eine Systematik vorgestellt, um das plastische Materialverhalten von Verpackungsstählen zu charakterisieren und in Modellen abzubilden. Neben der Beschreibung und Ursach-

chendiskussion der grundsätzlich für Verpackungsstähle auftretenden Anisotropie Phänomene, bildete der Kernpunkt die Erarbeitung einer Methode zur Bestimmung von  $r$ -Werten für Verpackungsstähle mit geringer Dehnung im Zugversuch. Zusätzlich erfolgte die Beschreibung des Materialverhaltens im Bereich biaxialer und ebener Dehnung, um mittels der charakterisierten mechanischen Kennwerte die gängigen Fließortmodelle zu parametrisieren. Aus den beobachtbaren Charakteristiken der untersuchten Verpackungsstähle wurde die konkrete Empfehlung zur Verwendung des Yld2000-2d Fließort abgeleitet.

## 7 Validierung

Das folgende Kapitel dient der Validierung der zuvor entwickelten Methode zur Charakterisierung der drei untersuchten Verpackungsstähle. Die Abbildungsgenauigkeit der Simulation wird im Vergleich zum Stand der Technik beurteilt. Zuvor bestand vor allem für die Werkstoffe TH620 und TH415 keine Methode, um komplexe anisotrope Fließortmodelle zu kalibrieren und Fließkurven bis hin zu höheren Umformgraden zu beschreiben. Der Mehrwert, der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Methode, soll daher quantifiziert werden. Hierzu wird zunächst auf die verwendeten Materialkarten eingegangen, bevor darauf folgend in realen Bauteiluntersuchungen die relevanten Lastzustände untersucht werden. Dies ist essentiell, um anhand der vorliegenden Zustände in der Verpackungsstahlumformung, die für die Materialmodellierung resultierenden Anforderungen zu definieren und hieraus geeignete Laborexperimente abzuleiten. In den hieraus abgeleiteten Laborexperimenten wird die entwickelte Charakterisierungsmethode im Vergleich zum Experiment simulativ erprobt und die Abweichung quantifiziert. Letztlich erfolgt die simulative Abbildung des Umform- und Stabilitätsprozesses eines realen Bauteils.

### 7.1 Materialkarten für die Simulation in LS-DYNA

LS-DYNA bietet eine Vielzahl an implementierten Materialmodellen, um das plastische Verhalten in Umformsimulationen abbilden zu können. Für die komplexe Beschreibung der anisotrop plastischen Verformungseigenschaften findet die Materialformulierung *\*MAT\_BARLAT\_YLD2000* Verwendung, die das Fließortmodell *Yld2000-2* implementiert. Die Parametrisierung kann sowohl über die Eingabe der zugrundeliegenden  $\alpha$ -Werte erfolgen als auch über die Eingabe der ermittelten mechanischen Kennwerte. Für den vorliegenden Fall wird auf die Eingabe der ermittelten  $\alpha$ -Werte, wie sie bereits in Tabelle 11 aufgeführt wurden, zurückgegriffen. Die Fließkurve wird über

Tabelle 13: Bezeichnung der verwendeten Charakterisierungsmodelle

Bezeichnung	Fließort	Fließkurve
optimiert	Yld2000-2d	lokale Zugversuchsmessung (Swift&Voce Extrapolation)
Referenz	Mises	std. Zugversuchsmessung (Swift&Voce Extrapolation)

*\*Define\_Curve* und eine diskrete Anzahl an Stützstellen implementiert. Die Fließkurvenextrapolation erfolgt auf Grundlage der in Abschnitt 5.3 beschriebenen Extrapolationen. Die detaillierte Beschreibung der Materialkarten ist

im Anhang 10.1 für die drei Werkstoffe TS245, TH415 und TH620 zu finden. Um zusätzlich einen Vergleich der neu implementierten Methoden zum bisherigen Stand der Technik zu ermöglichen, wird ebenfalls mit dem Fließortmodell nach von Mises und einer einfachen Fließkurvenextrapolation des Zugversuchs bis zur Gleichmaßdehnung nach Swift extrapoliert gerechnet. Hierzu wurde die Formulierung in LS-DYNA `*MAT_HILL_3D` und isotropen Anisotropie Koeffizienten verwendet. Für den Werkstoff TH620 wird jedoch nur die optimierte Fließkurve verwendet, da eine herkömmliche Ermittlung hier nicht möglich ist. Im Folgenden wird zumeist die Bezeichnung 'optimiert' und 'Referenz' für die beiden Varianten genutzt. Tabelle 13 schlüsselt diese Bezeichnungen nochmals auf.

## 7.2 Verformungspfade in Verpackungsstahlanwendungen

Umformprozesse in Verpackungsstahlanwendungen bilden eine breite Bandbreite unterschiedlich komplexer Operationen ab. Von einfachen Stanzprozessen, wie sie bei der Herstellung von einfachen Deckeln für Drei-Teil Lebensmitteldosen verwendet werden, bis hin zu komplexen mehrstufigen Umformoperationen in Folgeverbundwerkzeugen wie es beispielsweise bei Ventiltellern oder Aerosoldosendeckeln der Fall ist. Gleichzeitig existieren Produkte, die in der Umformung sehr hohe Umformgrade erreichen, wie durch das Abstrecken von Zwei-Teil Dosen oder aber der Innenhochdruckumformung. An der Umformung orientiert sich die komplexe Materialauswahl. Neben den Anforderungen im Umformprozess gilt es auch die Anforderungen nach dem Umformprozess an das Bauteil und somit auch den Werkstoff zu berücksichtigen. Die meisten umgeformten Bauteile müssen definierte Stabilitätswerte aufweisen. Bei Aerosoldeckel ist dies der Beul- und Berstdruck. Andere Produkte hingegen, wie beispielsweise tiefgezogene Schmuckdosen, erfordern lediglich hohe Anforderungen an die Umformbarkeit des Materials. Die simulative Auslegung von Verpackungsstahlbauteilen in Bezug sowohl auf Umformbarkeit als auch Stabilitätsvorhersage hat eine besondere Relevanz, um die Materialauswahl zu erleichtern. Um Material möglichst anwendungsnah testen und charakterisieren zu können, ist die genaue Kenntnis der vorliegenden Verformungszustände und -pfade von großer Bedeutung. Verpackungsstahlanwendungen werden im Folgenden in die in Tabelle 14 aufgeführten Umformoperationen klassifiziert. Die allermeisten Verpackungsstahlprodukte kombinieren jedoch die unterschiedlichen Umformoperationen in teilweise mehrstufigen Verbundoperationen. Insbesondere das Zusammenspiel unterschiedlicher Operationen führt zu sehr komplexen Umformpfaden. Im Folgenden werden die unterschiedlichen Formänderungszustände und der Verlauf der Formänderung für vier unterschiedliche Verpackungsstahlprodukte dargestellt. Neben den beiden Aerosolkomponen-

ten Deckel und Boden werden auch ein Standard 99er 3-Teil Deckel sowie eine Dingley-Dose betrachtet. Aus den vorliegenden Formänderungszuständen werden im Anschluss geeignete Validierungsexperimente abgeleitet. In Abbildung 70 sind im Formänderungsdiagramm bereits die relevanten Formänderungen der Bauteile und die wichtigsten Pfade dargestellt. Offensichtlich sind bereits die hohen Formänderungen in den Tiefziehbauteilen sowie dem Aerosoldeckel, der auch unter anderem mittels Tiefziehoperationen hergestellt wird. Bei letzterem werden zusätzlich die komplexen Umformpfade ersichtlich, die durch den Folgeverbund mehrerer Operationen zustande kommen.

Tabelle 14: Gruppen von Verpackungsstahl Umformoperationen. Zumeist treten komplexe Kombinationen der einzelnen Untergruppen auf

Umformoperation	Charakteristik	Beispiele
Tiefzug	hohe Formänderung, plane stress Zug-Druckumformung Zipfel und r-Wert relevant	Fischdosen Schmuckdosen
Stanzen, Sicken, Bördeln	geringe Formänderung, ebene Dehnung ebene Dehnung plane stress	3-Teil Dosen Deckel
Spreitzen/ Innenhochdruck	hohe Formänderung, ebene Dehnung ebene Dehnung plane stress	Bierfässer
Streckziehen	biaxiale Dehnung plane stress	EOE Aerosolboden
Abstrecken	sehr hohe Formänderungen 3D Spannungszustand	2-Teil Getränke- und Nahrungsmitteldose

Geprägt sind diese vor allem aus einer Kombination zwischen Tiefziehopeoperationen und ebener Dehnung. Diese Kombination findet sich ebenfalls im Aerosolboden, der jedoch deutlich geringere Umformgrade und zusätzlich einen Streckziehanteil im Bereich der Kalotte zeigt. Der Deckel zeigt lediglich geringe Verformungen im Bereich der ebenen Dehnung zur Herstellung der Sicken, wie bereits in Tabelle 14 beschrieben wurde. Zur Erstellung des

Niets bei EOE-Deckeln überlagert sich eine starke Verformung im Bereich des Streckziehens mit anschließender Weiterverformung im Bereich des Tiefziehens. Auf eine detaillierte Beschreibung wird in den nachfolgenden Abschnitten eingegangen.

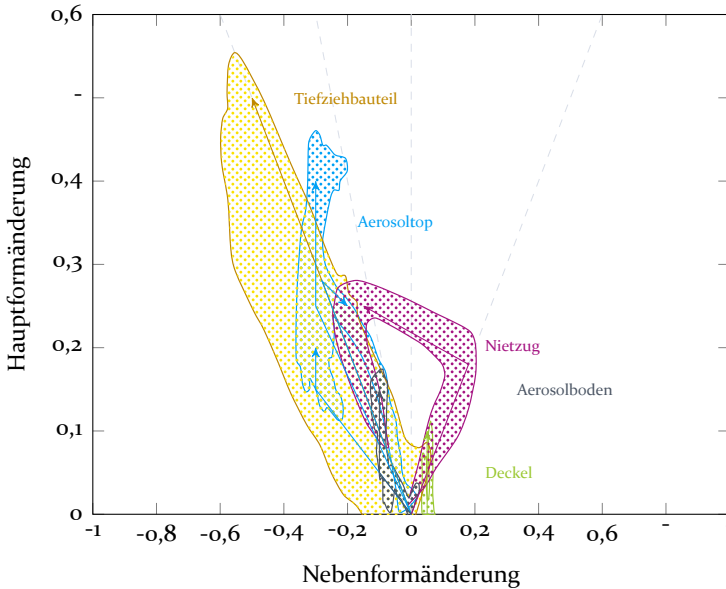


Bild 70: Verformungspfade wichtiger Verpackungsstahlanwendungen

### 7.2.1 Aerosolkomponenten

Im Folgenden wird auf die auftretende Formänderung in der Herstellung von Aerosolkomponenten eingegangen, die an Handhebelpressen mit berasterten SF700 Proben in der Dicke 0,24 mm hergestellt und anschließend über die Software ARGUS ausgewertet wurden. Die Herstellung des Aerosolbodens erfolgt in lediglich einer Umformoperation. In Abbildung 71 ist das berasterte Bauteil sowie eine ARGUS Aufnahme dargestellt. Zu erkennen sind bereits die hohen Formänderungen im Bereich des Bodenrandes. Betrachtet man die Formänderungsverteilung in Abbildung 71 – dargestellt sowohl als Formänderungsdiagramm, als auch als Schnitt über den Probenquerschnitt – kann dies verifiziert werden. Hierbei wird der Unterschied deutlich, der sich bei der Auswertung entweder über die Blechmitte oder aber über die Blechaußenseite ergibt. Durch Biegungen in den scharfen Radien ergeben sich Unterschiede von bis zu 0,05 Hauptformänderung. Während im Bereich des Flansches bzw. des Deckelradius überwiegend Tiefziehformänderungen auftreten, ist der

Kalottenradius von Streckziehen geprägt. Durch die Formänderungscharakteristik des Streckziehens ergibt sich auch eine starke Blechdickenreduzierung, da das Material im Bereich der Kalotte ausschließlich aus der Blechdicke fließt.

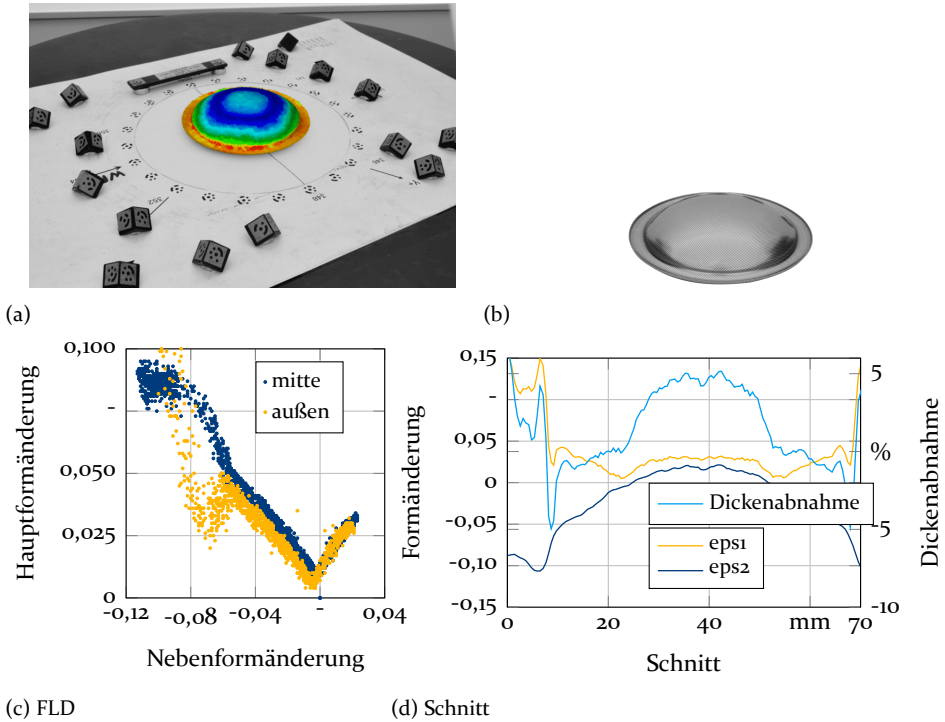
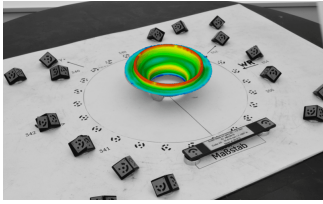
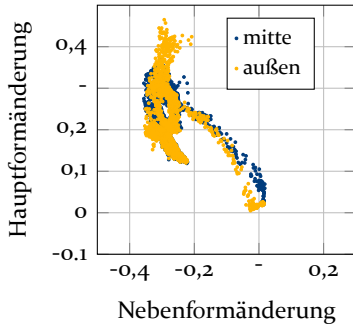


Bild 71: Verformungszustand des Aerosolbodens

Aerosoldosendeckel, dessen ARGUS Aufnahme und das berasterte Bauteil in Abbildung 72 dargestellt sind, werden in mehrstufigen Umformprozessen hergestellt und stellen hohe Anforderungen an den eingesetzten Werkstoff. Für die Durchführung wurde hier ein SF700 in der Dicke 0,24 mm eingesetzt. Hierbei treten größtenteils Formänderungen im Bereich des Tiefziehens mit geringen Dickenabnahmen von maximal 5 % auf. Dickenabnahmen treten nur im Bereich der Kernsicke bzw. des Übergangsradius zum Trichter auf. Im Flanschbereich bzw. in der Deckelwand hingegen treten Aufdickungen von bis zu 15 % auf, die charakteristisch für den Napfzug sind. Gleichzeitig sind die Pfade zur Erreichung des abgebildeten Formänderungszustands nicht linear. Hier kommt es zu starken Überlagerungen von Tiefziehformänderung und ebener Dehnung wie beispielsweise im Bereich der Kernsicke.

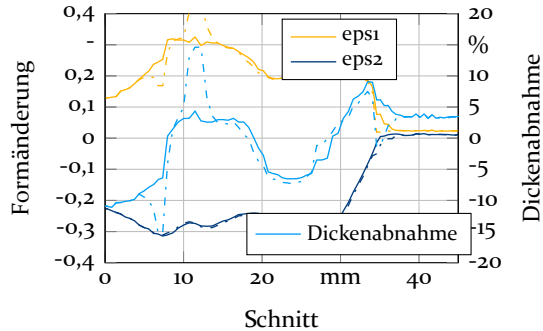


(a)



(c) FLD

(b)



(d) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 72: Verformungszustand des Aerosoldeckels

Die genaue Entwicklung der Formänderung kann dem Anhang entnommen werden (10.3). Nach der Umformung werden Boden und Deckel auf einen geschweißten Rumpf verschlossen. Die simulative Werkzeugauslegung der beiden Bauteile Aerosolboden und Deckel sollte in der Lage sein, die Festigkeitsverteilung über das Bauteil abbilden zu können, um somit die Stabilität des Bauteils präzise simulieren zu können. Gleichzeitig zählt hierzu aber auch die Abbildung der Blechdickenverteilung, die maßgeblich Einfluss auf die Bauteilstabilität nimmt. Insbesondere kann diese neben der Auswahl des richtigen Materials auch durch die Werkzeugauslegung beeinflusst werden. Um den Einsatz des Ventils in der Dose zu ermöglichen, erfolgt der Einsatz eines Ventiltellers in den Deckel. Dieser wird aus hochumformfähigem Verpackungsstahl mit geringen Festigkeiten hergestellt und ist häufig Folien beschichtet, um die Dichtigkeit des Bauteils zu gewährleisten. Die Aerosoldose wird nach dem Befüllen mit einem Druck von bis zu 18 bar beaufschlagt. Diesen Druck muss die Dose standhalten ohne zu bersten. Neben dem Dosenfalz sind hierfür die Geometrie der Dose und vor allem der Werkstoff in seiner eingesetzten Dicke relevant. Die Simulation der Stabilitätsprüfung bringt als Strukturmechanik-Problem besondere Herausforderungen mit sich, setzt jedoch auch eine vorherige Simulation des Umformprozesses voraus, um die nach der Umformung auftretenden inhomogenen mechanischen Eigenschaften und Dicken über das Bauteil berücksichtigen zu können. Vor allem in der

Simulation der Stabilitätsanforderung liegen große Chancen, die Bauteilentwicklung und Dickenreduzierungsbestrebungen erheblich beschleunigen zu können. Die präzise simulative Abbildung von Aerosolkomponenten erfordert somit die genaue Modellierung des Tiefzugbereichs aber bezogen auf den Aerosolboden vor allem auch des Streckziehbereichs.

### 7.2.2 Tiefziehenanwendungen

Repräsentativ für unterschiedliche Tiefziehenanwendungen wird im Folgenden die Formänderungsverteilung einer Dingley-Dose betrachtet. Die durch ihre rechteckige Geometrie gekennzeichnete Dose wird als Verpackung für Fischprodukte eingesetzt. In Abbildung 73 (a) wird bereits offensichtlich, dass die stärksten Formänderungen im Bereich der Eckradien auftreten, in denen das Material in Umfangsrichtung sehr stark gestaucht wird.

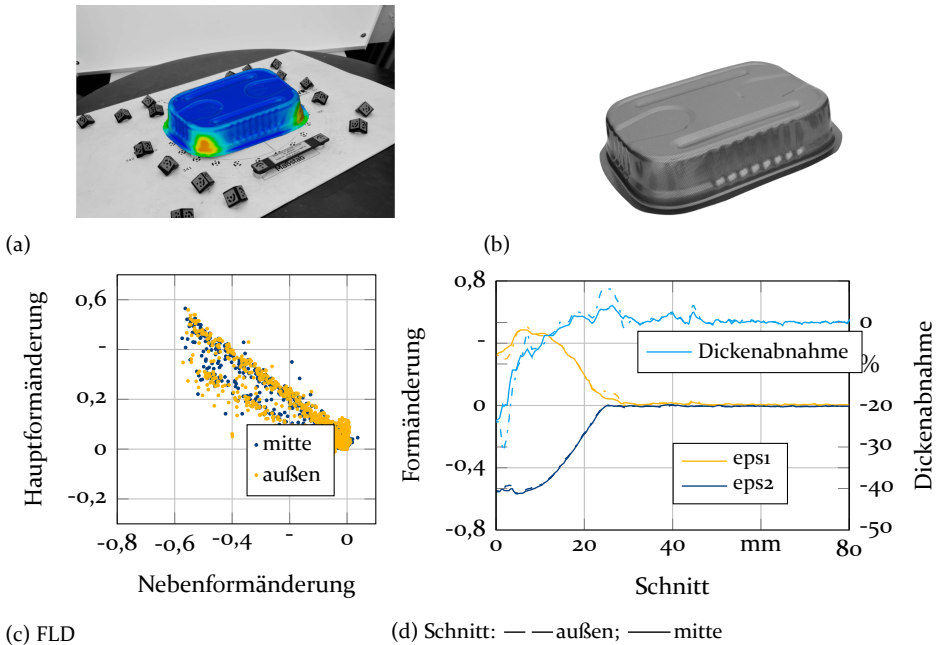


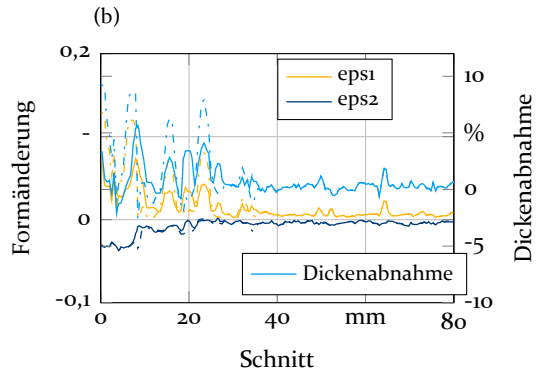
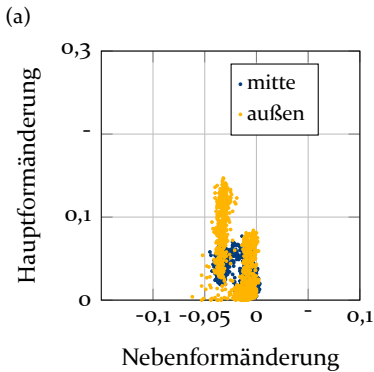
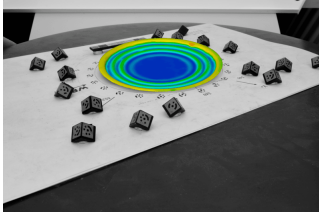
Bild 73: Verformungszustand der Dingley-Dose

Hierbei treten starke Zug-Druck Umformungen mit Umformgraden bis zu 0,6 auf, die für das Tiefziehen charakteristisch sind. Dies geht gleichzeitig einher mit einer starken Aufdickung insbesondere im Flansch-Bereich. Problematisch kann die unterschiedliche Aufdickung aufgrund unterschiedlich starker Umformungen entlang des Umfangs, werden. Stärkere Aufdickungen verhindern dann ein planes Aufliegen des Niederhalters auf dem gesamten

Tiefziehflansch und sorgen somit für Falten bzw. erfordern höhere Niederhaltekraft, die wiederum, das mögliche Ziehverhältnis einschränken. Im Automobilbereich werden hierzu Tiefziehsicken oder Distanzierungen verwendet [141]. Bezogen auf die Verpackungsstahlindustrie ist somit die Abbildung der Ausdünnung bzw. Aufdickung in der Simulation für die Werkzeugauslegung ebenfalls von besonderer Relevanz. Ausdünnungen treten lediglich in der am Stempelradius eingepprägten Randsicke auf, die durch ebene Dehnung gekennzeichnet ist. Die Abbildung 73 (c) stellt lediglich den Schnitt über die Diagonalrichtung dar, in der die höchsten Formänderungen auftreten. Für die Abbildung in der Simulation ist folglich neben der Modellierung des Tiefzugbereichs vor allem die präzise Abbildung der Daten bis hin zu hohen Umformgraden relevant. Ebenfalls darf die Modellierung des ebenen Dehnungsbereichs nicht außer Acht gelassen werden, der zum Versagen im Bereich des Bodenradius führt [4].

### 7.2.3 Standard Dosendeckel

Bei Betrachtung des Deckels in Abbildung 74 wird ersichtlich, dass bei diesem Bauteil nur sehr geringe Formänderungen auftreten. Aufgrund der Verformung über enge Radien offenbart sich wiederum ein starker Unterschied zwischen Blechmitte und Außenseite. Durch die Biegung wird die Außenseite des Blechs deutlich stärker umgeformt als die Blechmitte. An der Außenseite treten Formänderungen von bis zu 0,12 auf während diese in der Blechmitte lediglich bis zu 0,08 betragen. Die Formänderung findet lediglich im Bereich der Sicken statt, in denen sich das Material mittels ebener Dehnung verformt. Der Werkstoff fließt folglich nur aus der Dicke, um die Verformung zu realisieren und nicht aus dem Umfang, welcher geometrisch beschränkt ist. Die Dicke des Materials wird um bis zu 10 % reduziert. Im Bereich der Deckelmitte, die auch als Spiegel bezeichnet wird, kann keine Formänderung beobachtet werden. Dies ist für das Auftreten möglicher Fließfiguren von besonderer Relevanz, da geringe Formänderungen in diesem Bereich zu Fließfiguren führen, die in Abhängigkeit der optischen Ansprüche teilweise unerwünscht sind. Die Auslegung des Umformprozesses mittels Simulation zur Erzielung der gewünschten oder eben auch nicht gewünschten Formänderung ist daher auch bezogen auf den Deckel von Relevanz. Pepelnjak et al. [116] zeigten die Einstellung der Formänderung zur Vermeidung von Lüders Bändern bereits für einen Aerosolboden. Bezogen auf die Abbildung in der Simulation ist klar die Relevanz der genauen Modellierung des ebenen Dehnungsbereichs ersichtlich.



(c) FLD

(d) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 74: Verformungszustand des 99er Deckels

## 7.3 Abgeleitete Validierungsexperimente

Aus der Verformungsbetrachtung komplexer Verpackungsstahlumformungen können die Produkte grob in drei unterschiedliche Gruppen unterteilt werden. Zum einen sind dies Produkte, die eine signifikante Verformung in den Bereich des Streckziehens zeigen. Dies sind Anwendungen wie der Nietzug in EOE-Deckeln aber auch die Verformung des Kalottenradius im Aerosolboden. Als Gruppe zwei können Anwendungen bezeichnet werden, die eine signifikante Formänderung im Bereich der ebenen Dehnung zeigen. Hierzu zählen neben den Produkten mit Sicken zur Stabilitätserhöhung die Produkte des Streckziehens, in denen sich der Formänderungszustand auch in Richtung der ebenen Dehnung ausprägt. So zählen die Anwendungen des Nietzugs und des Aerosolbodens hierzu. Eine Anwendung, die bisher nicht aufgeführt wurde, die aber durch ebene Dehnung geprägt ist, stellt das Expandieren von Rümpfen durch Spreitzen oder IHU dar. Die dritte Gruppe stellen Produkte dar, die durch hohe Umformgrade im Bereich des Tiefziehens gekennzeichnet sind. Gleichzeitig spielt in dieser Anwendung der Fließortgradient formuliert als  $r$ -Wert eine entscheidende Rolle, da dieser zum einen für die Tiefzieheignung relevant ist und zum anderen das Auftreten von Zipfeln führend beeinflusst. Zur Auswahl der Validierungsexperimente

bedarf es, die folgenden Kriterien zu erfüllen, um eine gute Repräsentation der Verpackungstahlanwendungen zu gewährleisten:

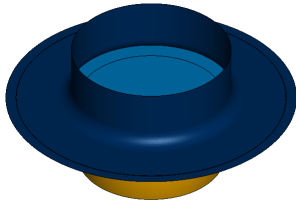
- Formänderung im Bereich zwischen Streckziehen und ebener Dehnung
- Hohe Formänderung im Bereich des Napfzugs
- Hohe Sensitivität auf uniaxiale Fließortgradienten

Um die aufgelisteten Anforderungen zu erfüllen, werden in der nachfolgenden Arbeit drei unterschiedliche Validierungsexperimente verwendet. Zur Erfüllung des ersten Kriteriums dienen LDH-Experimente, wie sie bereits in Abschnitt 2.2.5 beschrieben wurden [4]. Sie weisen durch den Reibungseinfluss einen komplexen Spannungszustand auf, der sich daher von dem Spannungs- und Formänderungszustand des Tiefungsversuchs, der zur Charakterisierung verwendet wurde, unterscheidet. Für die Erfüllung des zweiten Kriteriums wird ein Vier-Radien Napf verwendet. Dieser zeichnet sich durch seine rechteckige Form durch hohe Formänderungen im Bereich der Radien aus, die Umformgrade bis zu einem Wert von ca. eins abdecken. Zur Bewertung der  $r$ -Werte und somit Kriterium drei wird ein rotationssymmetrischer Napfzug verwendet. Für alle Validierungsexperimente werden für die drei Werkstoffe aus Tabelle 3 zwischen zwei Ansetzen unterschiedlich charakterisierter Materialmodelle gemäß Tabelle 13 unterschieden. Zum einen werden die entwickelten Methoden zu Kalibrierung des Fließortmodells Yld2000-2d und einer optimierten Verfestigungsformulierung betrachtet. Zum anderen wird diese fortgeschrittene Modellierung mit einer simplen Formulierung einer isotropen Fließortfunktion nach von Mises und einem Verfestigungsgesetz, welches lediglich auf Basis von Zugversuchsdaten bis hin zu Gleichmaßdehnung parametrisiert wurde, verglichen.

### 7.3.1 Limited Dome Height Experimente

Die Simulation der LDH-Experimente, wie sie zur experimentellen Durchführung bereits in Kapitel 4.7 beschrieben wurde, erfolgt mit dem LS-DYNA Solver 10.0 explizit. Das hierzu aufgebaute Modell, bestehend aus Halbkugelstempel, Niederhalter und Ziehring, kann Abbildung 75 entnommen werden. Für das umgeformte Blech werden voll integrierte Schalen-Elemente mit einer Netzgröße von 1 mm und fünf Integrationspunkten verwendet. Die zur Elementgröße durchgeführte Konvergenzstudie kann der Veröffentlichung von Knieps et al. [P1] aus dem Jahre 2020 entnommen werden. Die Werkzeuge werden als starre Körper mit Schalen-Elementen mit Belytschko-Lin-Tsay Formulierung verwendet. Aufgrund der geringen Schmierung erfolgt die Wahl der Reibungsformulierung auf Coloumb mit einer Reibzahl von 0,15. Kontakte zwischen Blech und Werkzeug werden als Surface-to-Surface Ansatz formuliert. Zur Einsparung von Rechenzeit wird eine selektive Massenskalierung

von  $3,20\text{E-}07$  verwendet. Die Auswertung in der letzten auswertbaren Stufe vor Beginn der Einschnürung erfolgt über die Software ARAMIS, in die die Simulationsdaten für einen direkten Abgleich eingeladen werden können. Der Stempelweg wird zur Parametrisierung der Simulation herangezogen.



(a) Simulationsmodell



(b) verformte Probe mit stochastischem Muster

Bild 75: Validierungsexperiment LDH mit Stempeldurchmesser 100 mm

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Simulation mit den experimentellen Daten anhand von Schnitten, Formänderungsdiagrammen und Kraftverläufen für die drei untersuchten Werkstoffe verglichen. Unter Betrachtung des Schnittverlaufs in Abbildung 76 für den Werkstoff TS245 kann zunächst die deutlich bessere Approximation der optimierten Simulation an die experimentellen Daten im Vergleich zur Referenzsimulation erkannt werden. Während die optimierte Simulation mittels Fließortmodell Yld2000-2d die Entstehung des reibungsinduzierten Formänderungsring präzise vorhersagt, überschätzt die Simulation mittels Fließortmodell nach von Mises die Formänderung in der Kuppel erheblich. Die experimentelle Formänderung in der Kuppel beträgt in Längsrichtung  $0,073$  Hauptformänderung und kann von der optimierten Simulation mit  $0,073$  exakt abgebildet werden. Von der Referenzsimulation wird diese mit  $0,14$  um ca.  $92\%$  überschätzt. Für die anderen Richtungen ergeben sich nahezu identische Ergebnisse. Um die Ergebnisse weiter zu quantifizieren wird die über den Schnitt mittlere Residuumsabweichung der Dickenformänderung gemäß Formel 69 betrachtet.

$$\epsilon = \frac{1}{n} \sum_{l=\min}^{\max} \text{abs}(\epsilon_{3,\text{exp}}(l) - \epsilon_{3,\text{sim}}(l)) \quad (69)$$

Hier ergibt sich eine Reduktion des Residuums von  $0,074$  auf  $0,009$  für die Längsrichtung, von  $0,074$  auf  $0,009$  für die Diagonalrichtung und von  $0,084$  auf  $0,012$  für die Querrichtung durch die Verwendung der optimierten Simulation. Aufsummiert kann somit die Präzision um  $87\%$  gesteigert werden. Dies resultiert überwiegend aus der gesteigerten Präzision in der Modellie-



Punktwolke abgedeckte Anteil liegt für die optimierte Simulation bei 29,08 % und für die Referenzsimulation bei lediglich 1,6 %. Hierbei muss jedoch die größere Fläche des Experiments aufgrund der größeren experimentellen Streuung berücksichtigt werden.

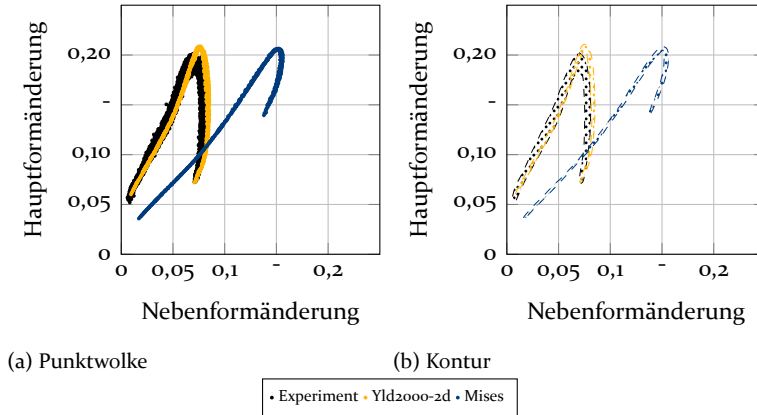


Bild 77: Formänderungsdiagramm des LDH für den Werkstoff TS245

Ähnliche Beobachtungen können für den Werkstoff TH415 gemacht werden. Die für drei Orientierungen  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  in Abbildung 78 dargestellten Schnitte zeigen eine erhöhte Präzision in der Abbildung der experimentellen Daten durch die optimierte Simulation im Vergleich zur Referenz.

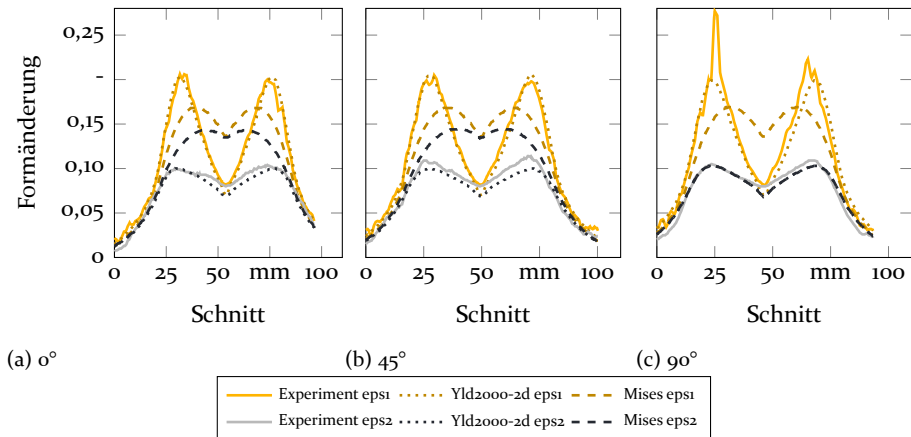


Bild 78: Schnitte durch den LDH-Napf für den Werkstoff TH415

Die Hauptformänderung in der Kuppel wird durch die optimierte Simulation um lediglich 13 % verfehlt, während die Referenzsimulation um 65 % abweicht. Die maximale Formänderung im Bereich des durch die Reibung induzierten Maximums wird von der Referenzsimulation - beispielhaft für die Längsrichtung - um 18 % unterschätzt, während die optimierte Simulation hier lediglich um 1 % von der experimentellen Ermittlung abweicht. Die zwei korrespondierenden Richtungen liefern sehr ähnliche Ergebnisse und können somit durch die Simulation abgebildet werden. Bezogen auf das mittlere Residuum der Dickenformänderung ergibt sich eine Reduzierung von 0,038 auf 0,008 für die Längsrichtung, von 0,036 auf 0,01 für die Diagonalrichtung und von 0,026 auf 0,016 für die Querrichtung und somit eine insgesamt Reduzierung um 66 % durch die Verwendung der optimierten Methodik. Die deutlich verbesserte Abbildung der simulativen Ergebnisse kann auch unter Betrachtung des Formänderungsdiagramms in Abbildung 79 bestätigt werden.

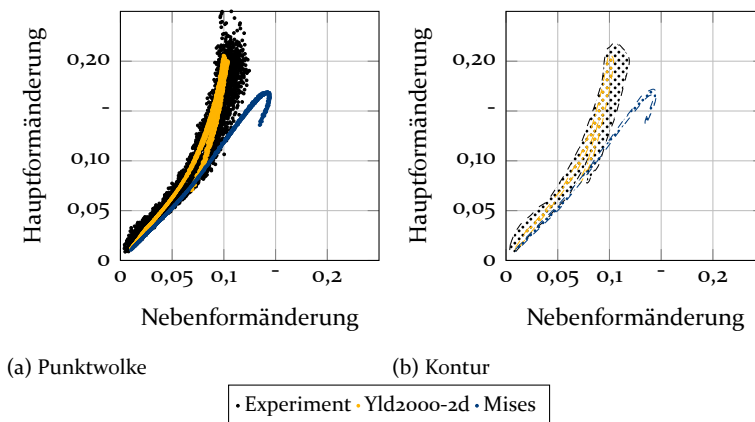


Bild 79: Formänderungsdiagramm des LDH für den Werkstoff TH415

Die quantitative Beurteilung der Formänderungsflächen liefert einen Anteil der simulativen Punktwolke innerhalb der experimentellen Punktwolke von 100 % für die optimierte Simulation und lediglich von 24 % für die Referenzsimulation. Der durch die Simulation abgedeckte Anteil der experimentellen Punktwolke beträgt 31 % für die optimierte Simulation und 4,2 % für die Referenz. Hier kann auf eine deutlich verbesserte Vorhersagegenauigkeit durch die Optimierung der Simulation und die Verwendung komplexerer Modelle geschlossen werden, was hauptsächlich auf die verbesserte Modellierung des Streckziehbereichs zurückzuführen ist.



Vergleich zur Referenz deutlich steigern. Durch die optimierte Simulation ist eine Genauigkeit innerhalb von 10-15 % bezogen auf die ausgewerteten Parameter möglich, während zuvor die Abweichungen bei bis zu 65 % lagen. Insbesondere kann aber hierdurch auch das unterschiedliche Materialverhalten abgebildet werden. Die Werkstoffe TH415 und TS245 zeigen bei ähnlich erreichten Stempelwegen eine deutlich unterschiedliche Gestalt der Formänderungsverteilung im Formänderungsschaubild. Dieses unterschiedliche Materialverhalten kann durch die Simulation abgebildet werden. Die Ergebnisse der LDH-Validierung bestätigen die bereits durch Banabic [4] getätigte Beobachtung der Sensitivität dieses Experiments hinsichtlich der Fließortgestalt im Bereich ebener Dehnung und biaxialem Streckziehen. In diesem Kapitel konnte klar gezeigt werden, dass die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Methode zur Charakterisierung von Verpackungsstählen in der Lage ist, das sehr unterschiedliche Verhalten der Werkstoffe in der Simulation präzise abzubilden.

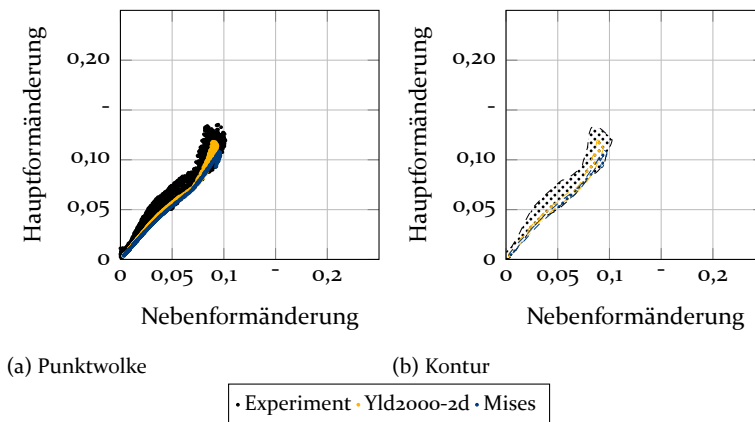


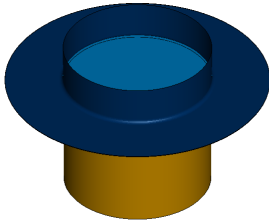
Bild 81: Formänderungsdiagramm des LDH für den Werkstoff TH620

Beispielsweise kann der deutlich enger zusammenliegende Formänderungsring des Werkstoffs TH415 im Vergleich zu dem Werkstoff TS245 durch die beiden Materialmodelle sehr gut abgebildet werden. Dieses verschiebt sich mit steigendem  $\sigma_b/\sigma_0$ -Verhältnis nach außen, da sich hierdurch der Gradient zwischen Spannung in ebener Dehnung und Streckziehen abflacht und somit Randbereiche früher beginnen, sich zu verformen. Die Sensitivität dieses Parameters ist im Anhang 120 dargestellt. Gleichermassen bewirkt ein stärkerer Verfestigungsexponent eine geringere Ausprägung des Dehnungsgradienten, da sich Randbereiche stärker mitverformen. Genau dieser Effekt kann unter Betrachtung dieser beiden Werkstoffe und des höheren Streckgrenzen Verhältnis  $\sigma_b/\sigma_0$  von Werkstoff TS245 beobachtet werden, der

gleichzeitig auch ein höheres Maß an Verfestigung aufweist. Das sich durch die Verfestigung und das biaxiale Spannungsverhältnis einstellende Umformverhalten kann für die beiden Werkstoffe exemplarisch sehr gut dargestellt werden.

### 7.3.2 Rotationssymmetrischer Napfzug

Die Simulation der Napfzüge mit einem Ziehverhältnis von 1,8 basierend auf einer Ausgangsronde mit 135 mm Durchmesser und einem 75 mm Napfdurchmesser erfolgt mittels LS-DYNA Solver 12.0 MPP explizit. Das Werkzeuges wird gemäß der experimentellen Durchführung, die bereits ausführlich in Abschnitt 4.6 beschrieben wurde, aufgebaut. Das Modell besteht folglich aus Stempel, Niederhalter, Ziehring und dem zu verformenden Blech wie es Abbildung 82 zu entnehmen ist.



(a) Simulationsmodell



(b) Umgeformte Probe mit deterministischem Muster

Bild 82: Validierungsexperiment eines zylindrischen Napfzugs mit Durchmesser 75 mm

Das umzuformende Blech wird mit voll integrierten Schalelementen der Kantenlänge 0,5 mm vernetzt. Zur Formulierung der Kontakte wird ein Surface-to-Surface Ansatz mit einer Coulomb Reibzahl von 0,10 verwendet. Die Auswertung erfolgt als Darstellung der Formänderungsverteilung sowie der Schnitte über die Probengeometrie in 0°, 45° und 90° Orientierung zur Walzrichtung. Um den Vergleich im Schnitt zwischen Experiment und Simulation zu quantifizieren, wird gemäß der Formel 69 das Residuum der Dickenformänderung über die abgewickelte Länge gemittelt. Hierzu wurden die Daten zunächst in Schritten von 0,5 interpoliert. Betrachtet man den Schnitt in Abbildung 83 für den Werkstoff TS245, wird die deutlich bessere Abbildung der Dickenverteilung durch die optimierte Simulation im Vergleich zur Referenzsimulation für alle drei Walzrichtungen ersichtlich. Das mittlere Residuum kann in Walzrichtung von 0,028 auf 0,014, für die Diagonalrichtung von 0,030 auf 0,013 und für die Querrichtung von 0,021 auf 0,015 reduziert werden. Aufsummiert ergibt sich somit eine Reduzierung des

Residuums um 47 %. Die Verteilung der Formänderung im Formänderungsdiagramm ist für den Werkstoff TS245 in Abbildung 84 dargestellt.

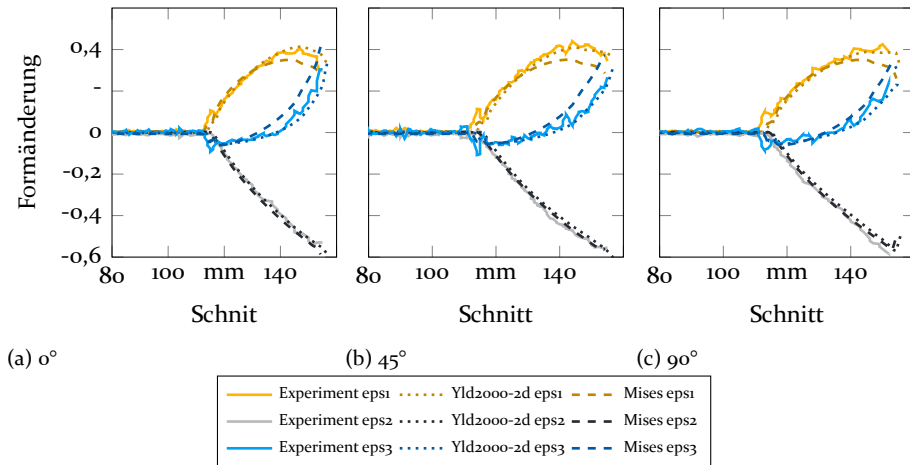


Bild 83: Schnitte durch den rotationssymmetrischen Napf für den Werkstoff TS245

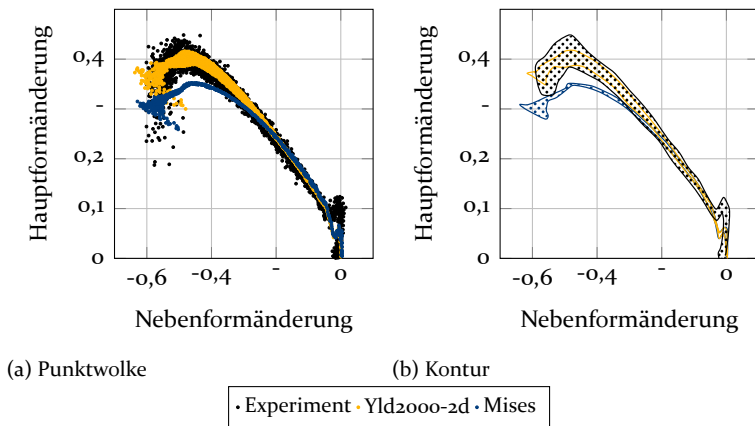


Bild 84: Formänderungsdiagramm des rotationssymmetrischen Napfes für den Werkstoff TS245

Auch hier kann die deutlich bessere Abbildung der optimierten Simulation im Vergleich zur Referenzsimulation bestätigt werden. Für den quantitativen Vergleich werden daher an dieser Stelle auch wieder die Schnittanteile der Punktwolken wie bereits zur Auswertung der LDH-Validierung herangezogen. Die Kontur der Formänderungswolke liegt für das optimierte Modell zu 100 %

innerhalb der experimentellen Kontur und deckt 47 % dieser ab, während dies für die Referenzsimulation lediglich 43 % und 11 % sind. Dies entspricht einer Steigerung um 118 % bzw. 280 %. Dies zeigt nochmals eindeutig die erheblich verbesserte Abbildung der numerischen Simulation durch die Verwendung komplexerer Modelle, dessen Charakterisierungsmethode im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Validierung für den Napfzug für den Werkstoff TH415 präsentiert. Der Schnitt über die abgewinkelte Länge ist für die drei Orientierungen in Abbildung 85 dargestellt.

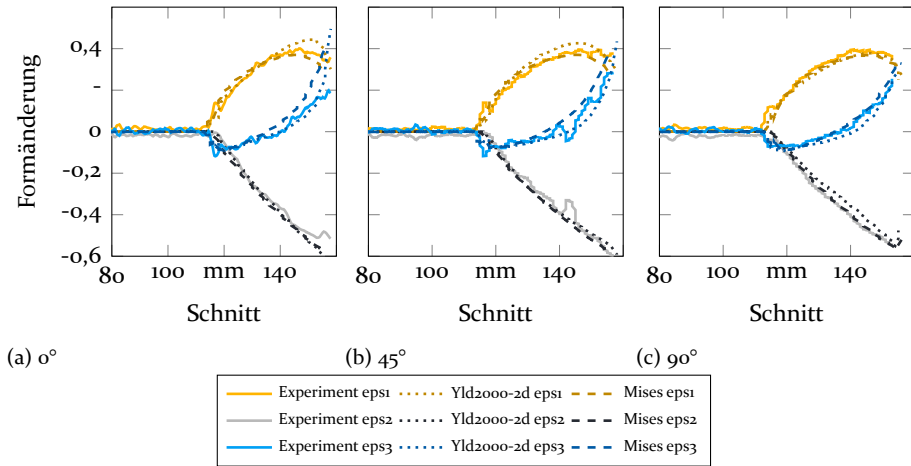


Bild 85: Schnitte durch den rotationssymmetrischen Napf für den Werkstoff TH415

Die quantifizierte Ermittlung der mittleren Abweichung über die abgewinkelte Länge gemäß Formel 69 liefert eine Reduzierung durch die optimierte Simulation von 0,025 auf 0,011 für die Längsrichtung, von 0,024 auf 0,019 für die Diagonalrichtung und einen erhöhten Wert von 0,013 auf 0,016 für die Querrichtung. Insgesamt kann das Residuum folglich von 0,021 auf 0,016 und somit um 22 % gesenkt werden. Die Residuen liegen auf einem ähnlichen Niveau im Vergleich zum Werkstoff TS245. Diese Aussage wird durch die Betrachtung des Formänderungsschaubilds in Abbildung 86 ergänzt. Die quantifizierte Bewertung der Konturanteile liefert für die innerhalb der experimentellen Punktwolke liegenden Anteile einen ähnlichen Wert von 84 % für die optimierte Simulation und 88 % für die Referenzsimulation. Die Punktwolke der optimierten Simulation deckt jedoch 61 % der experimentellen Kontur ab, während dies für die Referenzsimulation auf lediglich 27 %

beifizert werden kann. Dies untermauert die deutlich gesteigerte Präzision in der Abbildung der experimentellen Daten durch die optimierte Simulation.

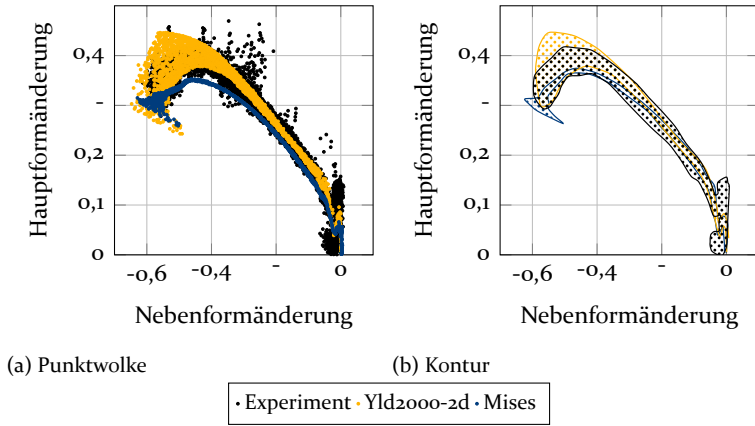


Bild 86: Formänderungsdiagramm des rotationssymmetrischen Napfes für den Werkstoff TH415

Zuletzt erfolgt die Auswertung für die hoch feste Güte TH620, deren Schnitt in Abbildung 87 dargestellt ist. Die Bewertung der Schnitte über das mittlere Residuum liefert für beide Modelle sehr ähnliche niedrige Werte für die optimierte und auch für die Referenzsimulation. Diese betragen 0,0171 bzw. 0,0175 für die Längsrichtung, 0,0172 bzw. 0,011 für die Diagonalrichtung und 0,024 bzw. 0,013 für die Querrichtung.

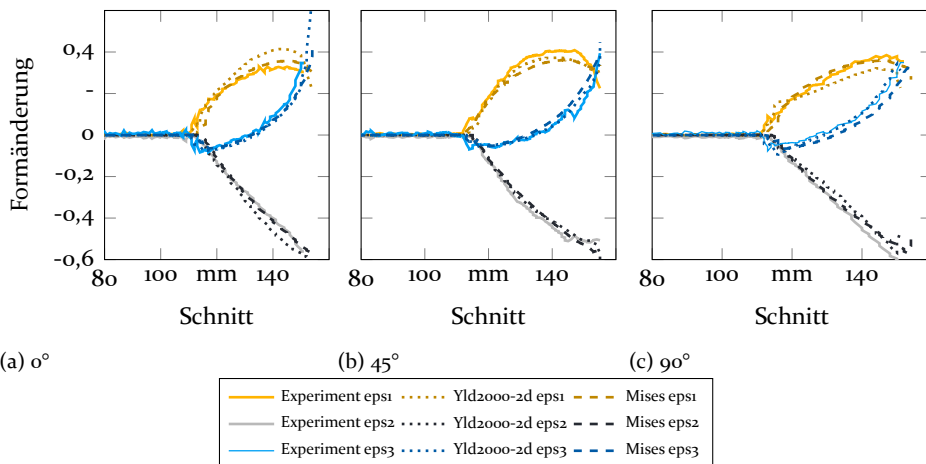


Bild 87: Schnitte durch den rotationssymmetrischen Napf für den Werkstoff TH620

Somit ergibt sich eine Reduzierung des aufsummierten Residuums um 30 % durch die optimierte Simulation. Neben den Verläufen der Formänderung in Dickenrichtung fällt jedoch für diesen Werkstoff die leichte Überschätzung der Hauptformänderung auf. Insbesondere ist diese für das optimierte Modell höher als für die Referenzsimulation. Die Gründe hierfür können an dieser Stelle nicht genau evaluiert werden. Möglich ist eine ungenaue Abbildung der Reibungszustände aber auch der Fakt, dass die implementierten  $r$ -Werte geringere Formänderungen abbilden, als sie letztlich im Napfzug auftreten. Unter Betrachtung des Formänderungsdiagramms in Abbildung 88 wird indes die deutlich bessere Abbildung der optimierten Simulation im Vergleich zu den experimentellen Daten deutlich. Die optimierte Simulation deckt die experimentelle Punktwolke flächiger ab. Über die Konturanteile kann dies wie folgt quantifiziert werden. Mit 73 % liegt die Kontur der optimierten Simulation zwar mit einem geringen Anteil innerhalb der experimentellen Punktwolke im Vergleich zur Referenzsimulation (100 %). Die optimierte Simulation deckt aber hingegen 86 % der experimentellen Kontur ab, während dies für die Referenzsimulation lediglich 24 % darstellen. Dies deckt sich mit der optischen Beobachtung der Diagramme in Abbildung 88. Auch die Kraftverläufe liefern sehr gute Übereinstimmungen mit den experimentell aufgenommenen Kurven und können das unterschiedliche Festigkeitsverhalten der Materialien abbilden, zeigen jedoch nur sehr geringe Unterschiede in der Verwendung der unterschiedlichen Fließsortmodelle. Die Abbildungen sind dem Anhang in 122 zu entnehmen.

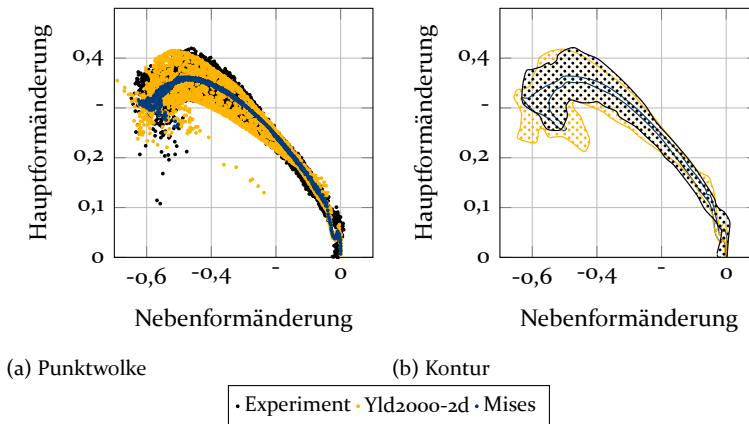


Bild 88: Formänderungsdiagramm des rotationssymmetrischen Napfes für den Werkstoff TH620

Die Ergebnisse für den rotationssymmetrischen Napfzug zeigen die Wichtigkeit, die Anisotropie der Werkstoffe zu berücksichtigen. Insbesondere ist das

Formänderungsdiagramm davon geprägt, dass eine hohe planare Anisotropie, also stark unterschiedliche  $r$ -Werte in Abhängigkeit zur Walzrichtungsorientierung), zu einer breiter aufgefächerten Formänderungswolke führt. Daher wird für die drei Werkstoffe die Notwendigkeit ersichtlich, die  $r$ -Werte in der Simulation über die Verwendung eines entsprechenden Modellansatzes zu berücksichtigen. Das Modell nach von Mises berücksichtigt dies nicht, was in der sehr schmalen Formänderungsverteilung für alle drei getätigten Simulationen ersichtlich ist. Für den komplexeren Simulationsansatz kann die Größe der Formänderungswolke für alle drei Werkstoffe entsprechend dargestellt werden und offenbart somit den Mehrwert der vorgestellten weiterentwickelten Charakterisierung. Ebenso hat der  $r$ -Wert maßgeblich Einfluss auf die Höhe der Formänderungskurve bezogen auf die Hauptformänderung. Dieser verschiebt mit steigendem  $r$ -Wert die Kurve in Richtung höherer Hauptformänderungen. Die komplexen Materialmodelle können dies darstellen, wie beispielsweise durch den höheren Umformgrad des Werkstoff TS245 im Vergleich zum Werkstoff TH620 ersichtlich ist. Dies veranschaulicht einmal mehr den Mehrwert der verwendeten Modelle und die Möglichkeit diese im rotationssymmetrischen Napf zu validieren.

### 7.3.3 Vier-Radien Napf

Zur Simulation des Vier-Radien Napfes wird gemäß der Beschreibung in Kapitel 4.7 ein 3D Modell aufgebaut, bestehend aus Niederhalter, Ziehring, Stempel und dem zu verformenden Blech (Abbildung 89).

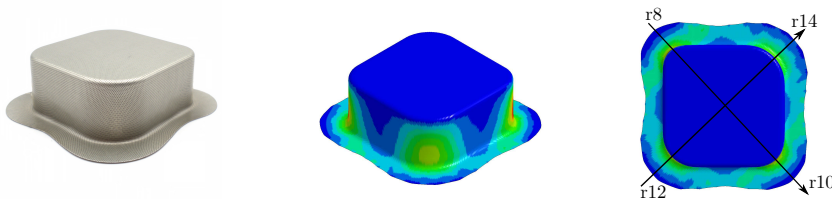


Bild 89: Experiment am Vier-Radien Napf mit unterschiedlichen Radien in Millimetern

Die Simulation erfolgt mit LS-DYNA und dem Solver 12.0 MPP explizit. Kontakte werden als Surface to Surface Ansatz wie bereits bei den beschriebenen Simulationen abgebildet mit einer Reibzahl von 0,05 aufgrund der zusätzlichen Schmierung mit DOS-Öl. Die voll integrierten Schalenelemente der Platine haben eine Kantenlänge von 0,5 mm, die zuvor in einer Konvergenzstudie ermittelt wurden. Die Auswertung erfolgt über das System GOM Argus, in der das zuvor elektrolytisch aufgebrauchte Punktmuster ausgewertet wird.

Zur Darstellung werden neben der Formänderungsverteilung im Formänderungsdiagramm Schnitte als Diagonale zwischen den Radien herangezogen. Die exemplarische Darstellung der Schnitte zwischen der Kante mit 8 mm Radius und 10 mm Radius sowie zwischen 12 mm und 14 mm Radius können Abbildung 89 entnommen werden.

Die Auswertung des Schnitts, sowohl für Simulation als auch für Experiment, ist bezogen auf den Werkstoff TS245 in Abbildung 90 dargestellt.

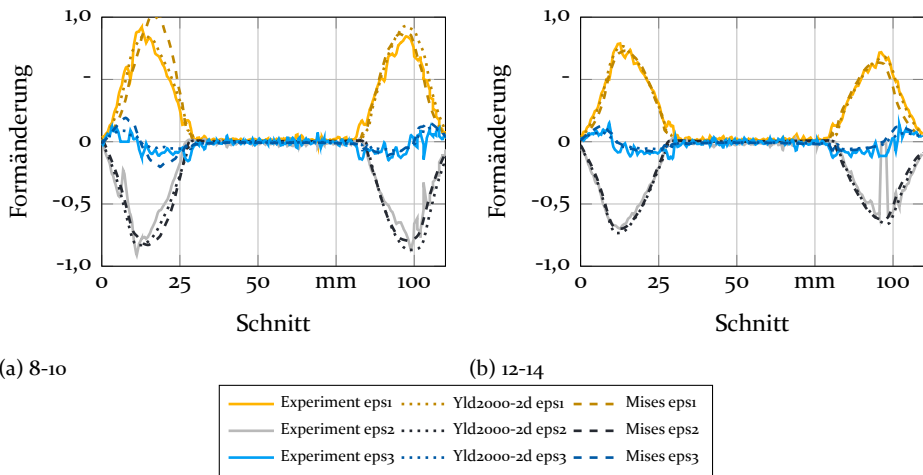


Bild 90: Schnitte durch den Vier-Radien Napf für den Werkstoff TS245

Auch hier wird erneut auf die Quantifizierung der mittleren Dickenabweichung zurückgegriffen, um einen objektiven Vergleich zwischen optimierter Simulation und Referenzsimulation zu erhalten. Für den Schnitt 8-10 kann das Residuum durch die optimierte Methodik von 0,037 auf 0,026 und für den Schnitt 12-14 von 0,025 auf 0,22 gesenkt werden. Dies entspricht gemittelt einer Reduktion und dementsprechend einer Präzisionssteigerung von 21 %. In Abbildung 91 ist für den Werkstoff TS245 die Verteilung der Formänderung des Bauteils dargestellt. In der Darstellung bilden beide Simulationen das Experiment sehr gut ab. Auf die Anteile der Kontur quantifiziert liegen 74 % der optimierten Simulation innerhalb der experimentellen Kontur, während es für die Referenzsimulation 61 % sind. Die Referenzsimulation deckt hingegen 78 % der experimentellen Kontur ab, während dies für die optimierte Simulation lediglich 50 % sind.

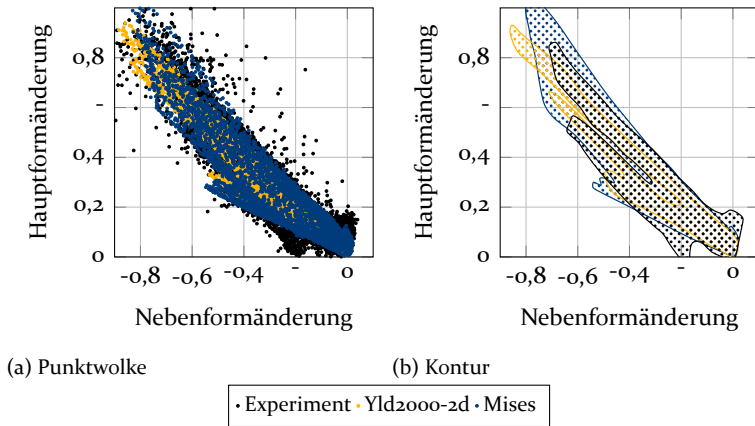


Bild 91: Formänderungsdiagramm des Vier-Radien Napfes für den Werkstoff TS245

Schnitte über die abgewickelte Länge für den Werkstoff TH415 sind in Abbildung 92 dargestellt.

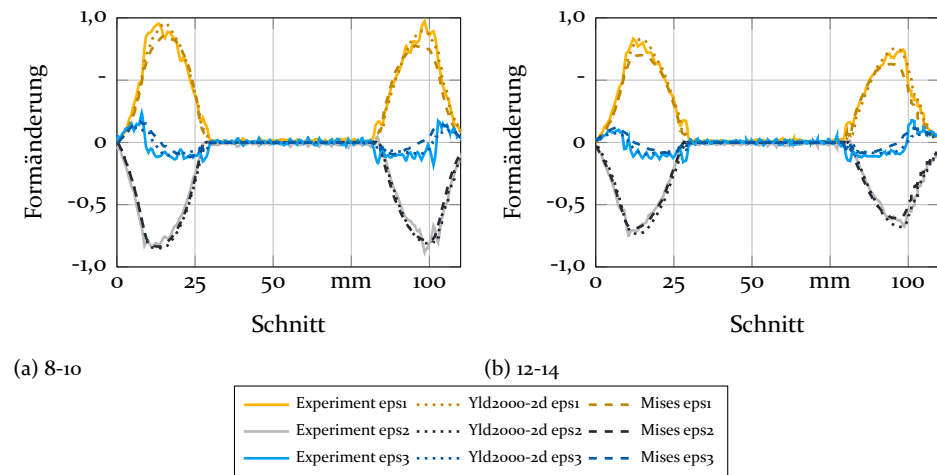


Bild 92: Schnitte durch den Vier-Radien Napf für den Werkstoff TH415

Aufgrund der sehr ähnlichen Verläufe wird auch hier die Abweichung über das mittlere Residuum der Formänderung in Dickenrichtung beurteilt. Hierbei kann dies für den Schnitt 8-10 von 0,034 auf 0,026 und für den Schnitt 12-14 von 0,028 auf 0,021 durch die Verwendung der optimierten Methodik im Vergleich zur Referenz reduziert werden. Dies zeigt eine signifikante

Verbesserung der Simulationspräzision, deren Fehler bezogen auf die Quantifizierung der Schnitte um 22 % reduziert werden kann. Die Betrachtung der Formänderungskontur des Bauteils gemäß Abbildung 93 zeigt wie bereits für den Werkstoff TS245 gute Übereinstimmungen beider Simulationen mit der experimentellen Punktwolke. Bezogen auf die Anteile der Kontur liegen 76 % der optimierten Simulationskontur innerhalb der experimentellen Kontur, während dies für die Referenz 67 % sind. Gleichzeitig deckt die Kontur der optimierten Simulation 56 % der experimentellen Punktwolke ab. Für die Referenz sind dies 69 %.

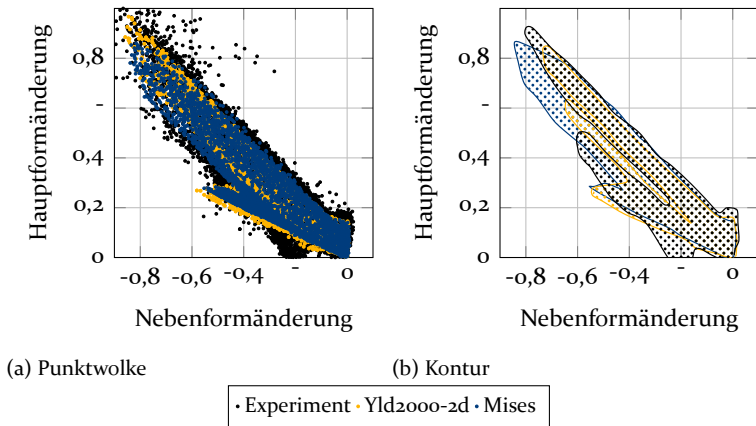


Bild 93: Formänderungsdiagramm des Vier-Radien Napfes für den Werkstoff TH415

Zuletzt sind die Ergebnisse für den Werkstoff TH620 in Abbildung 94 als Schnitte dargestellt. Die Methode der bereits zuvor verwendeten Quantifizierung liefert eine Reduktion des Residuums für den 8-10 Schnitt von 0,029 auf 0,022 durch die Verwendung der optimierten Simulation im Vergleich zur Referenzsimulation. Für den Schnitt 12-14 liegen hier beide auf ähnlichem Niveau: 0,017 für die optimierte Simulation und 0,0179 für die Referenzsimulation. Summiert bedeutet dies eine Reduktion des Residuums um 12,4 %. Bezogen auf die Darstellung der Formänderungsverteilung des Bauteils kann dies für den Werkstoff TH620 in Abbildung 95 betrachtet werden. Auch hier bilden die beiden Simulationen die experimentelle Kontur gut ab. Quantifiziert bedeutet dies, dass 66 % der optimierten und 71 % der Referenzsimulation innerhalb der experimentellen Kontur liegen. Die optimierte Simulation deckt 64 % der experimentellen Kontur ab, während dies für die Referenzsimulation 69 % sind.

## 7 Validierung

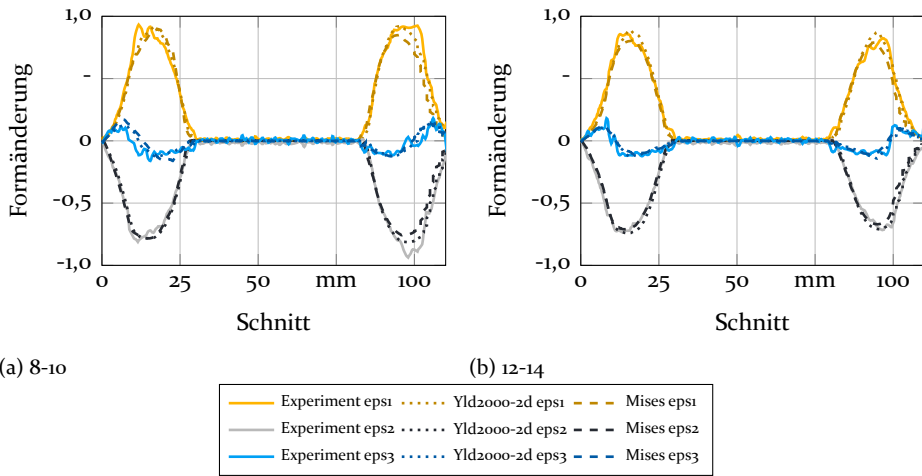


Bild 94: Schnitte durch den Vier-Radien Napf für den Werkstoff TH620

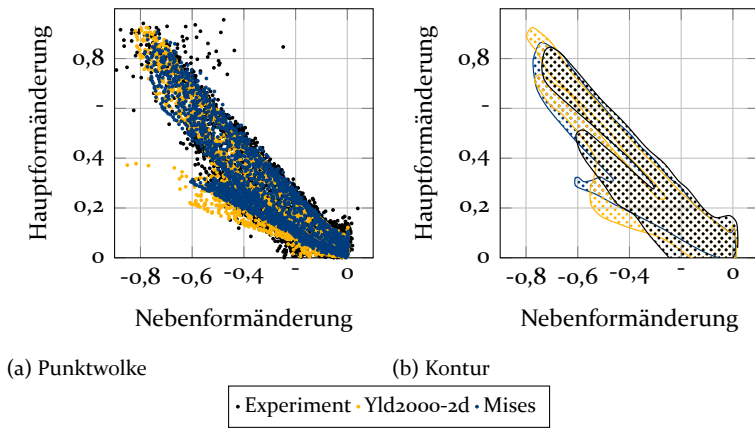


Bild 95: Formänderungsdiagramm des Vier-Radien Napfes für den Werkstoff TH620

### 7.3.4 Vergleich der Validierung

Im Folgenden wird die Steigerung der Abbildungsgenauigkeit durch die Simulation nochmals für die beiden Methoden verglichen. Die Simulation der Validierungsexperimente ermöglicht eine Vorhersage der Dickenformänderung mit einer Abweichung, die sich bezogen auf den Versuch des LDH auf 0,01 für den TS245, 0,011 für den TH415 und 0,005 für den Werkstoff TH620 zulässt. Damit liegen alle drei Werkstoffe auf einem ähnlich niedrigen Niveau unabhängig des sehr unterschiedlichen Materialverhaltens. Für den TH620 ist

die Abweichung sogar nochmal geringer. Zu berücksichtigen ist aber auch das generell niedrigere Formänderungsniveau. Für den Napfzug ist eine mittlere Dickenformänderungsabweichung von 0,014 für den Werkstoff TS245, 0,016 für den Werkstoff TH415 und 0,013 für den Werkstoff TH620 zu beobachten. Diese konnte für alle Werkstoffe durch die Verwendung der entwickelten Methode gesenkt werden und liegt unabhängig des doch sehr unterschiedlichen anisotropen Verhaltens auf sehr ähnlichem Niveau. Auch für den Vier-Radien Napf konnte die mittlere Dickenformänderungsabweichung reduziert werden und liegt im Vergleich der Werkstoffe mit 0,024 für den Werkstoff TS245, 0,024 für den Werkstoff TH415 und 0,02 für den Werkstoff TH620 auf sehr ähnlichem Niveau. Im Vergleich zu den beiden zuvor beschriebenen Validierungsexperimenten, liegt das Niveau hier höher, was jedoch auch auf die absolute Darstellung – die deutlich höheren auftretenden Formänderungen vernachlässigend – zurückzuführen ist. Darüber hinaus konnte dieses Level insbesondere durch die Verwendung eines komplexeren Fließort- und Fließkurvenmodells erreicht werden, dessen Verwendung die in der vorliegenden Arbeit entwickelte Methode ermöglicht. Für den Werkstoff TH620 und TH415 gilt es an dieser Stelle sogar zu betonen, dass vor dieser Arbeit gar keine Methode zur Charakterisierung der Materialien für die Simulation vorlag. In den Tabellen 15 bis 17 sind die Optimierungen zur Verwendung des Fließortmodells Yld2000-2d und einer lokalen Fließkurvenextrapolation im Vergleich zur Standardverwendung eines von Mises Fließorts in Kombination mit der einfachen Fließkurvenextrapolation des Zugversuchs dargestellt. Die drei unterschiedlichen Validierungsexperimente decken dabei die Anforderungen des Streckziehens und ebener Dehnung (LDH), sowie unterschiedlicher uniaxialer Dehnungsgradienten (rotationssymmetrischer Napfzug) und hoher auftretender Formänderungen (Vier-Radien Napf) ab. Die Gesamtsteigerung ist wie folgt zu betrachten, um eine auf eine Kennzahl reduzierte Bewertung zu ermöglichen. Während die Bestimmung des mittleren Dickenverteilungsresiduums vor allem daher von Bedeutung ist, da die Abbildung der Ausdünnung in der Auslegung von Umformprozessen von besonderer Relevanz ist, liefert der Abgleich des Formänderungsdiagramms vor allem die Bewertung, ob die Simulation in der Lage ist, den Formänderungszustand des Experiments abzubilden. Beide Faktoren sollen in der Gesamtbewertung zu gleichen Teilen berücksichtigt werden.

$$\begin{aligned}
 \text{Gesamtsteigerung} &= (\text{Steigerung Reduzierung Schnittresiduum} \\
 &\quad + 0,5 \cdot \text{Steigerung Anteil innerh. exp. Kont.} \\
 &\quad + 0,5 \cdot \text{abgedeckter Anteil der exp. Kont.})/2
 \end{aligned}
 \tag{70}$$

Tabelle 15: Verbesserung der Simulationsergebnisse durch die zuvor eingeführte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle für den Versuch LDH

	Reduzierung Schnittresiduum	Steigerung Anteil innerh. exp. Kont.	Steigerung abgedeckter Anteil der exp. Kont.	Gesamt- steigerung
TS245	87 %	1542 %	1717 %	<b>858 %</b>
TH415	66 %	321 %	634 %	<b>272 %</b>
TH620	45 %	32 %	101 %	<b>56 %</b>

Tabelle 16: Verbesserung der Simulationsergebnisse durch die zuvor eingeführte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle für den Versuch Napfzug

	Reduzierung Schnittresiduum	Steigerung Anteil innerh. exp. Kont.	Steigerung abgedeckter Anteil der exp. Kont.	Gesamt- steigerung
TS245	47 %	118 %	284 %	<b>124 %</b>
TH415	22 %	-4 %	125 %	<b>41 %</b>
TH620	30 %	-27 %	263 %	<b>74 %</b>

Tabelle 17: Verbesserung der Simulationsergebnisse durch die zuvor eingeführte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle für den Versuch Vier-Radien Napf

	Reduzierung Schnittresiduum	Steigerung Anteil innerh. exp. Kont.	Steigerung abgedeckter Anteil der exp. Kont.	Gesamt- steigerung
TS245	21 %	22 %	-36 %	<b>7 %</b>
TH415	22 %	13 %	-20 %	<b>9,5 %</b>
TH620	12 %	-6 %	-7 %	<b>3 %</b>

Auffallend ist, dass die größten Verbesserungen im Bereich des Streckziehens in der Validierung des LDH auftreten. Dies liegt insbesondere an den sehr hohen Abweichungen bei der Simulation mit isotropem Fließort nach von Mises. Der Streckzieh- und ebene Dehnungsbereich kann durch die unzureichende Modellierung das reale Verhalten nicht abbilden. Eine Simulation mit komplexen Fließortmodell wie dem Yld2000-2d ist daher an dieser Stelle insbesondere in der Simulation dieser Formänderungszustände deutlich zu empfehlen. Die vorgebrachte Optimierung mittels elliptischer Tiefungsversuche kann dies nochmals steigern und führt zu dem beschriebenen geringen

Abweichungsniveau. Vergleichend zu den Fließortvergleichen in Abbildung 68 aus Abschnitt 6.4 wird ersichtlich, dass das enorme Steigerungspotential des Werkstoffs TS<sub>245</sub> vor allem aus der Unterschätzung des biaxialen Bereichs durch das Modell nach von Mises liegt. Für die anderen beiden Werkstoffe, unterschätzt das Fließortmodell nach von Mises die biaxiale Festigkeit in deutlich geringerem Maße. Auch in der Simulation des rotationssymmetrischen Napfzugs können starke Verbesserungen beobachtet werden. Diese liegen zwischen 40 % und 125 % und somit nicht ganz so hoch wie für den zuvor beschriebenen Tiefungsversuch. Auch hier macht sich die verbesserte Methodik zur Verwendung komplexerer Fließort- und Fließkurvenmodelle deutlich bemerkbar. Dies ist auf die Abbildung der plastischen Anisotropie mittels  $r$ -Werten zurückzuführen. Hierbei kann klar beobachtet werden, dass das Optimierungspotential für die drei Werkstoffe im Napfzug vor allem dann steigt, je stärker die  $r$ -Werte von eins abweichen. Dies ist in Tabelle 16 ersichtlich und erklärt das vergleichsweise geringere Potential für den Werkstoff TH<sub>415</sub> dessen  $r$ -Werte näher zu eins liegen. Die vorliegende Arbeit ermöglicht die Ermittlung dieser für alle drei aufgeführten Werkstoffe und lässt daher die Parametrisierung anisotroper Fließorte zu. Die dadurch erzielte Verbesserung ist Tabelle 16 klar zu entnehmen. Die geringsten Verbesserungen sind in der Simulation des Vier-Radien Napfes, der die Anwendung mit hohen Formänderungen abbildet, zu beobachten. Aber auch hier können einstellige Verbesserungsprozente beobachtet werden. Die geringen Verbesserungen im Vergleich zu den zuvor beschriebenen Experimenten ist auf die geringere Sensitivität hinsichtlich einer komplexen Fließortbeschreibung zurückzuführen. Aber insbesondere im Vergleich der Dickenformänderungsverteilung können hier deutliche Zugewinne durch die Verwendung komplexerer Modelle realisiert werden. In Abbildung 96 ist die gesamte Steigerung nochmals graphisch dargestellt. Das steigende Optimierungspotential von links nach rechts offenbart die größten Potential zur genauen Modellierung des plastischen Verhaltens im Bereich des Streckziehens gefolgt von der Sensitivität gegenüber uniaxialer Fließortgradienten. Die Fließkurve, welche durch den Vier-Radien Napf abgedeckt wird, zeigt vergleichsweise geringe Steigerungen. Dies resultiert insbesondere die im Rahmen dieser Arbeit erstmals für unterschiedlichste Verpackungsstähle festgestellte Charakteristik einer hohen Streckziehfestigkeit, die insbesondere bei geringen  $r$ -Werten die Verwendung komplexer Modelle erfordert. Der Fokus auf die präzise Modellierung dieses Bereichs ist von besonderer Relevanz und legt daher die Empfehlung komplexer Modelle nahe, die auch über Streckziehexperimente parametrisiert werden. Die an den beschriebenen Experimenten durchgeführte Validierung zeigt die im Rahmen dieser Arbeit erarbeitete Möglichkeit, das plastische Materialverhalten von Verpackungsstählen mittels der existierenden Modelle der Kontinuumsmechanik abbilden

zu können. Die entwickelte Vorgehensweise zur Aufnahme der benötigten mechanischen Kennwerte und die Beschreibung des für Verpackungsstähle charakteristischen Umformverhaltens schließt an dieser Stelle die Lücke im Stand der Technik, welche mit den existierenden Verfahren eben dies bisher nicht zuließ. Gleichzeitig erfolgte die Validierung im Rahmen dieses Kapitels in durch Reibung und Werkzeug stark vorgegebenen Formänderungszuständen. Insbesondere für die durch den Werkstoff TH<sub>415</sub> repräsentierte Verpackungsstahlgruppe, welche starke Alterungseffekte aufweisen, wurde an dieser Stelle nicht der Einfluss des Auftretens von Lüders Bändern untersucht. In reibungsfreien Umformprozessen mit geringen Werkzeugkontakt, wie es beispielsweise die Validierung anhand des MUC-Tests [110] ermöglicht, werden diese lokalen Formänderungsphänomene auftreten. Dieses Phänomen kann durch die Kontinuumsmechanik nicht abgebildet werden. Die Abbildung von Lüders Bändern erfordert die Verwendung konstitutiver viskoplastischer Modelle, wie sie Sun et al. [142] in der Simulation von Lüders Bändern während dem Zugversuch von kohlenstoffarmen Stählen zeigten.

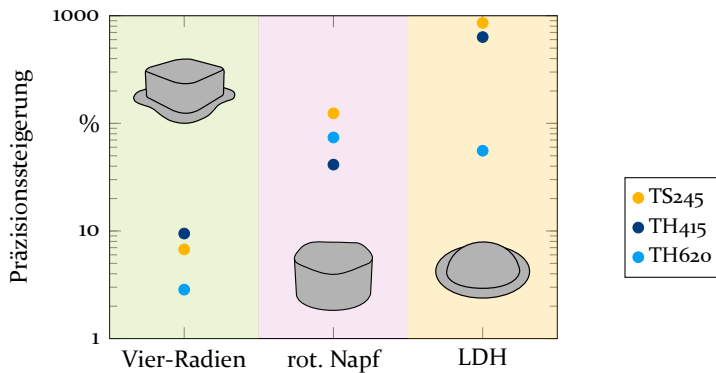


Bild 96: Die Präzisionssteigerung durch optimierte Charakterisierungsmethodik zur Parametrisierung komplexer Modelle anhand drei unterschiedlicher Validierungsmodelle und drei Werkstoffe

Die Validierung der Werkstoffkennwerte erfolgte mittels Blechen in derselben Blechdicke, wie sie bereits zuvor jeweils für die Charakterisierung verwendet wurden. Das Auftreten von Größeneffekten kann daher für die vorliegenden Versuche ausgeschlossen werden. Betrachtet man die Anzahl der Körner über die Blechdicke der untersuchten Werkstoffe, so liegen diese mit mehr als 50 über der Blechdicke deutlich über der von Raulea et al. [27] beschriebenen kritischen Grenze von 20 Körner, ab denen Größeneffekte der mechanischen Kennwerte auftreten. Gleichwohl kann aber von einer Abweichung der mechanischen Kennwerte bei einer sich ändernden Blechdicke ausgegangen werden,

da sich einhergehend der Produktionsprozess und der Gesamtkaltwalzgrad zumeist ändert. Wie in Abschnitt 6.1.2 beschrieben, hat dies einen deutlichen Einfluss insbesondere auf die Zipfligkeit und somit den  $r$ -Wert des Materials. Es wird daher an dieser Stelle empfohlen, das Material immer in der für den Simulationszweck relevanten Dicke zu charakterisieren.

## 7.4 Validierung am realen Bauteil

Zur Validierung am realen Bauteil wird im Folgenden die Simulation eines Aerosoldosenbodens mit Durchmesser 54 mm betrachtet. Dieser erlaubt die Bauteilherstellung für die untersuchten Werkstoffe TS245 und TH415 ohne Anpassung des Werkzeugs. Für den Werkstoff TH620 war aufgrund der geringen Dicke keine Herstellung möglich. Die experimentellen Versuche wurden durch die Firma Maiko Engineering mittels eines Softtools an einer Handspindelpresse durchgeführt. Niederhaltedrucke wurden über pneumatischen Druck eingestellt und mittels Analogsignal ausgegeben. Ausschlaggebend für die Bewertung des Bauteils ist neben der Maßhaltigkeit auch der erreichte Beuldruck. Dieser unterliegt länderspezifisch unterschiedlichen Anforderungen, um eine Explosion des Bauteils durch den eingebrachten Innendruck zu verhindern. Für die Simulation des Beuldrucks ist die vorherige Simulation des Umformprozesses essentiell, um die resultierende Dickenverteilung und Verfestigung mit berücksichtigen zu können. Im Folgenden wird daher die Formänderungsverteilung im Anschluss an den Umformprozess und die Simulation der Stabilität für Experiment und Simulation verglichen. Der Aufbau der Umformsimulation erfolgt gemäß den experimentellen Randbedingungen. Die Geschwindigkeit in der Herstellung eines Aerosolbodens entspricht Stempelgeschwindigkeiten von ca. 1 mm/s. Um diesen Geschwindigkeitseinfluss zu berücksichtigen, wurden die Simulationen unter Berücksichtigung der Dehnratensensitivität gemäß Abschnitt 5.1.3 mittels des Modells nach Cowper-Symonds parametrisiert. Als Reibungsformulierung wird eine Coloumb Reibzahl von 0,10 eingesetzt und spiegelt die Bedingungen des lackierten Blechs wieder. Eine Abbildung des simulativ umgeformten Bauteils ist in Abbildung 99 dargestellt. Die Simulation erfolgt mit LS-DYNA explizit und dem Solver MPP 12.0 single precision. Zum Abgleich zwischen Experiment und Simulation wird zunächst der Schnitt in Längsrichtung durch das Bauteil betrachtet. In Abbildung 97 sind Haupt- und Nebenformänderung sowie die Dickenabnahme in Prozent für beide Werkstoffe dargestellt. Die höchsten Formänderungen treten im Bereich der Sicke auf. Dies wird durch die Simulation abgebildet. Die höchsten Dickenreduzierungen treten hingegen im Bereich der Kalotte aufgrund des Streckziehformänderungszustands auf. Auch dies wird durch die Simulation für beide Werkstoffe abgebildet. Ebenfalls ist die höhere Dickenreduzierung

des Werkstoffs TH415 im Bereich der Kalotte im Vergleich zum Werkstoff TS245 zu erkennen.

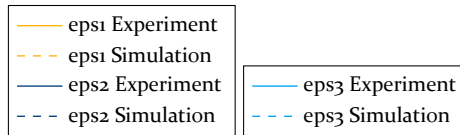
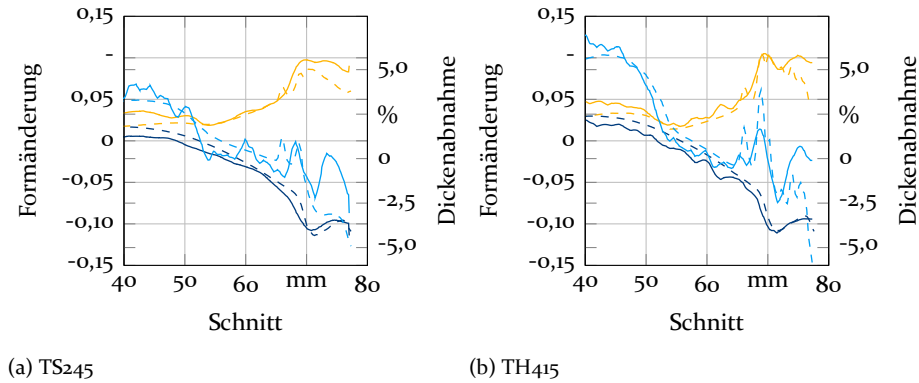


Bild 97: Schnitt in Längsrichtung durch Aerosolboden nach der Umformung

Dies ist auf unterschiedliches anisotropes Verhalten zurückzuführen und kann durch die unterschiedliche Materialmodellierung in der Simulation abgebildet werden. Abweichungen treten am Bodenrand auf. Hier unterliegt jedoch die experimentelle Formänderung aufgrund von Randeffekten in der optischen Argus Auswertung starken Streuungen, sodass die Abweichung an dieser Stelle nicht bewertet werden kann. Ebenfalls leichte Abweichungen treten im Bereich des Streckziehens auf, der für die experimentelle Durchführung einen höheren Streckziehanteil vorhersagt. Dies kann unter Hinzunahme der FLD Betrachtung in Abbildung 98 bestätigt werden. Insbesondere für den Werkstoff TS245 gibt es hier Abweichungen im Bereich des Streckziehens. Diese liegen jedoch aufgrund der insgesamt sehr geringen Streckziehformänderung lediglich im Bereich von ca. 0,02. Auf Grundlage dieser simulativ abgebildeten Umformoperationen wird folgend die Stabilitätsanalyse aufgebaut, in der das verformte Netz gleichmäßig mit Druck beaufschlagt wird. Die zugehörigen experimentellen Messungen wurden sowohl bei Maiko Engineering als auch durch die thyssenkrupp Rasselstein GmbH geprüft. Hierzu wird der Boden in ein Werkzeug eingespannt und mittels Wasser bis zum Versagen beaufschlagt. Die Einspannung wird im Simulationsmodell lediglich über Randbedingungen eingestellt. Simuliert wird mittels des LS-DYNA explizit Solver MPP 12.0 single precision ohne Massenskalierung. Die Auswertung

des Beulzeitpunkts erfolgt dabei über die Darstellung der maximalen resultierenden Verschiebung über die Simulationsdauer und der Bestimmung des exponentiellen Knickpunktes.

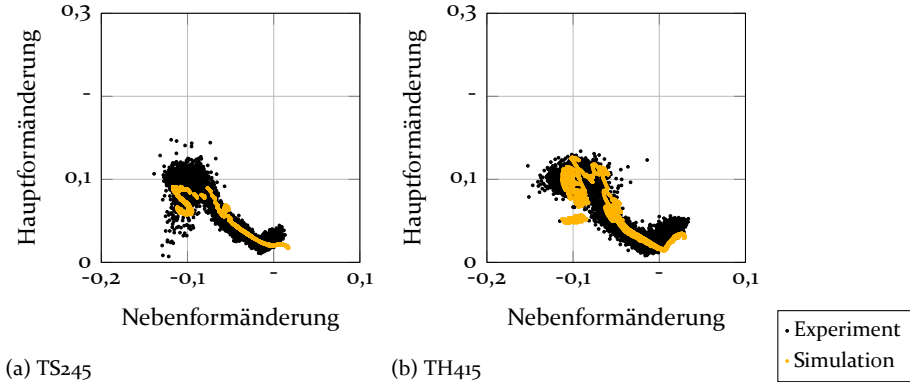
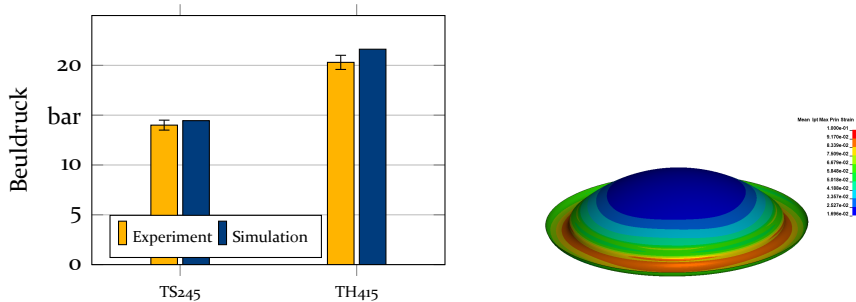


Bild 98: Formänderungsdiagramm des Aerosolbodens: Vergleich zwischen Simulation und Experiment



(a) Stabilitätswerte (b) Formänderungsverteilung nach der Umformung des Aerosolbodens in der Simulation

Bild 99: 54er Aerosolboden. Simulative Abbildung des Umformprozesses und anschließende Stabilitätsprüfung zur Ermittlung des Beuldrucks

Abbildung 99 vergleicht die gemessenen und simulierten Stabilitäten für die beiden Werkstoffe TS245 und TH415. Zu erkennen ist eine gute Annäherung der Simulation an die experimentellen Werte, die für den Werkstoff TS245 lediglich um 0,45 bar die experimentellen Werte verfehlen. Dies entspricht einer Abweichung von 3,2 %. Für den Werkstoff TH415 verfehlt die Simulation die experimentellen Werte um 1,32 bar und ergibt somit eine Abweichung von 6,5 %.

Die Ergebnisse versprechen großes Potential, den Auslegungsprozess inkl. der Stabilitätsabbildung für den beschriebenen Versuch über Simulationen zu beschleunigen und kostenintensive Trial&Error Versuche ersetzen zu können. Die Werkzeugauslegung stellt die zwei folgenden Anforderungen an die Simulation. Zum einen muss die Simulation in der Lage sein, den Umformprozess und die Maßhaltigkeit nach dem Umformprozess präzise abbilden zu können und zum anderen die Bauteilstabilität vorherzusagen. Die Ergebnisse der Simulation eines Aerosolbodens zeigen, dass die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Methode zur Charakterisierung von Verpackungsstählen in der Lage ist, die Grundlage zur Erfüllung der beiden beschriebenen Anforderungen zu legen und das Materialverhalten abzubilden. Insbesondere zeigt sich dies im Vergleich der beiden untersuchten Materialien, die deutliche Unterschiede zum einen in der Dickenreduzierung im Kalottenradius aber auch in der erreichten Bauteilstabilität aufzeigen. Die Simulation mit Grundlage der erarbeiteten Materialmodellierung ist in der Lage, diese Unterschiede exakt abzubilden. Dies bietet somit nicht nur Potential in der bereits beschriebenen Werkzeugauslegung, sondern ermöglicht vielmehr die auf die Anwendungsanforderungen ausgelegte Materialauswahl seitens des Stahlherstellers.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Reduzierung von  $CO_2$ -Emissionen geht im Verpackungsbereich häufig mit der Absenkung der eingesetzten Dicke einher. Dies erfordert eine immer komplexere Prozess- bzw. Werkzeugauslegung und erfolgt gleichzeitig heutzutage aber meist immer noch durch kostenintensive Trial-and-Error Verfahren. Um Kosten sparen, aber auch die prozessbezogene Materialauswahl optimieren zu können, bieten Finite-Elemente Ansätze große Potentiale. Diese erfordern jedoch zunächst die umfangreiche Charakterisierung des plastischen Fließ- und Verfestigungsverhaltens sowie der plastischen Anisotropie, um komplexe Modelle parametrisieren und präzise Simulationsergebnisse erhalten zu können. Die hierfür gängigen Methoden stoßen aufgrund der sehr geringen Dehnung im Zugversuch und dem Auftreten von Alterungseffekten im Verpackungsbereich an ihre Grenzen. Insbesondere die  $r$ -Wert Bestimmung aus dem Zugversuch aber auch die Fließkurvenermittlung war für einige Verpackungsstähle nicht möglich. Ziel dieser Arbeit war somit die Entwicklung und Validierung einer Methodik zur Charakterisierung aller gängigen Verpackungsstähle für komplexe Modelle in der Simulation.

Die Beschreibung des Fließ- und Verfestigungsverhaltens wurde durch die Verwendung miniaturisierter Probengeometrien, die Optimierung der Probenpräparation sowie der lokalen Fließkurvenermittlung in der Einschnürungszone optimiert und somit der experimentell abgedeckte Fließkurvenbereich gesteigert. Gleichzeitig erfolgte in diesem Rahmen erstmals auch die dehnratenabhängige Festigkeitsbeschreibung zur Parametrisierung des Cowper-Symonds Dehnratenmodells für hoch feste Verpackungstahlgüten. Um die Verfestigungseigenschaften bis zu noch höheren Umformgraden beschreiben zu können, wurde eine angepasste Fließkurvenextrapolationssystematik vorgestellt, die mit Tiefungsversuchsdaten abgeglichen wurde.

Zur Beschreibung des plastisch anisotropen Verhaltens wurden zunächst mittels Zipfligkeits- und Texturuntersuchungen die grundlegend auftretenden Anisotropie Phänomene dargelegt sowie deren Ursache in Hinblick auf den Herstellungsprozess ermittelt, um hieraus die jeweils notwendigen zu verwendenden Fließortmodelle abzuleiten. Im Folgenden wurden unterschiedliche Verfahren zur alternativen  $r$ -Wert Ermittlung geprüft bzw. entwickelt. Neben der Ermittlung aus Texturdaten wurde ein analytisches Napfmodell sowie ein im Rahmen dieser Arbeit entwickelter inverser Ansatz zur Ermittlung aus dem Napfprofil miteinander verglichen. Die inverse Ermittlung ermöglichte eine präzise Abbildung der  $r$ -Werte für hoch feste Verpackungstahltemper, für welche die Ermittlung aus dem Zugversuch nicht möglich ist. Gleichzeitig wurde das anisotrope Verhalten aber auch im Bereich des ersten Fließortqua-

dranten durch die Verwendung von Tiefungsversuchen mit rotationssymmetrischen sowie elliptischen Ziehringen optimiert und die Parameter für das Fließortmodell Yld2000-2d zur Verfügung gestellt. Insbesondere konnte im Vergleich unterschiedlicher Fließortmodelle, die für höher feste Verpackungsstähle auftretende Anomalie eines Streckgrenzenverhältnis  $\sigma_b/\sigma_0 > 0$  und r-Werten kleiner eins herausgearbeitet werden, aus der sich eine Verwendung des Yld2000-2d Fließorts empfiehlt.

Um eine anwendungsorientierte Validierung zu ermöglichen, wurden aus berasterten umgeformten Verpackungsstahlprodukten die relevanten Anforderungen an die Materialmodellierung und somit die Charakterisierung abgeleitet. Die Anforderungen 'Formänderung im Bereich zwischen Streckzug und ebener Dehnung', 'Hohe Formänderung im Bereich des Napfzugs' und 'hohe Sensitivität auf uniaxiale Fließortgradienten' wurden durch die Validierungsexperimente Limited Dome Height, rotationssymmetrischer Napfzug und Vier-Radien Napf abgedeckt. Im Abgleich zwischen experimentellen Ergebnissen und Simulation in den Validierungsexperimenten brachte die in dieser Arbeit entwickelte Methodik eine hohe Genauigkeit mit einer Steigerung von bis zu 850 % im Vergleich zur Verwendung der bisher möglichen Standardmodelle (Fließortmodell nach von Mises mit extrapolierten Zugversuch). Die zugrundeliegende Bewertungsmethodik wurde in Kapitel 7 vorgestellt. Letztlich wurden die Charakterisierungsergebnisse für zwei Werkstoffe auch an einem realen Verpackungsstahlprodukt, dem Aerosolboden, mittels Umform- und Stabilitätssimulation mit guter Übereinstimmung abgeglichen.

Die in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse konzentrierten sich auf die Charakterisierung des ersten Fließortquadranten. In den Ausblick soll daher an dieser Stelle die Charakterisierung des Druckbereichs durch Stauchversuche, Scherversuche sowie die Untersuchung des Bauschinger Effekts, der bislang für Verpackungsstähle nicht untersucht wurde, gestellt werden. Ebenso wurden zwar die Parameter für das komplexe Fließortmodell Yld2004-18p ermittelt und die Genauigkeit in der Parameterabbildung zu bisher verwendeten Modellen abgeglichen. Der mögliche Mehrwert in der Simulation eines realen Bauteils wurde jedoch nicht nachgewiesen und wird daher an dieser Stelle ebenfalls in den Ausblick gestellt. Zur Erklärung der auftretenden Zipfel wurde eine Hypothese zur Texturausbildung im Verpackungsstahl Herstellungsprozess entwickelt, die aber vor allem hinsichtlich der Goss-Lage nicht vollständig nachgewiesen werden konnte. Ebenfalls wurde im Rahmen dieser Arbeit für hoch feste Verpackungsstähle eine exponentiell zunehmende Dehnung im Zugversuch mit steigender Geschwindigkeit festgestellt. Der Effekt konnte dokumentiert, sowie sich zu Nutze gemacht werden. Die genaue Ursache hierfür wurde jedoch an dieser Stelle nicht geklärt. Letztlich erfolgte die

Validierung der erarbeiteten Materialmodellierung an durch Werkzeug und Reibung beeinflussten Umformungen. Hierdurch war es nicht möglich den Einfluss des Auftretens von Lüdersbändern während dem Umformprozess zu bewerten. Reibungsfreie Validierungsmöglichkeiten, wie es der MUC-Test [110] ermöglicht, können hier in Zukunft einen Mehrwert liefern.



## 9 Summary and Outlook

In the packaging steel sector, the reduction of  $CO_2$  emissions often goes along with downgauging ambitions. This requires an increasingly complex process and tool design and is still mostly carried out in cost-intensive trial and error processes. In order to save costs but also to be able to optimize the process-related material selection, simulative finite element approaches offer great potential. However, this requires the extensive characterization of the plastic flow and hardening behavior as well as the plastic anisotropy of the used materials in order to be able to parameterize complex models and obtain precise simulation results. The common methods are reaching their limits due to the very low elongation in tensile tests and the occurrence of aging effects in the packaging steel sector. In particular, the determination of the  $r$ -value from tensile tests, but also the determination of the flow curve, was not possible for some steels. Therefore, the aim of this work was the development and validation of a methodology for characterizing all common packaging steels for complex models in the simulation. The description of the flow and hardening behavior was optimized by miniaturized specimen geometries, the optimization of the specimen preparation and the local flow curve determination beyond necking to increase the experimentally covered flow curve range. At the same time, the strain rate-dependent strength description for the parameterization of the Cowper-Symmonds strain rate model was also carried out in this context for the first time for higher strength packaging temper. In order to be able to describe the hardening properties up to even higher degrees of deformation, an adapted flow curve extrapolation methodology was presented and compared to bulge test data.

To describe the plastic anisotropic behavior, the occurring anisotropy phenomena were presented by means of earing and texture investigations. Their cause related to the production process was justified and the required yield locus models were derived from this. In the following, different methods for determining  $r$ -values alternatively were tested and developed. In addition to the determination from texture data, an analytical cup model and an inverse approach to determine the  $r$ -values from a cup profile were compared. The inverse determination enabled a precise evaluation of the  $r$ -values for high strength packaging steel tempers, for which determination from tensile tests is not feasible. At the same time, the anisotropic behavior was also optimized in the area of the first yield locus quadrant by bulge tests with rotationally symmetric and elliptical drawing rings. The parameters for the Yld2000-2d yield locus model were presented. In particular, in a comparison of different yield locus models, the anomaly of a yield point ratio  $\sigma_b/\sigma_0 > 0$

and  $r$ -values less than one, which occurs for high strength packaging steels, became obvious. Due to that, the use of the Yld2000-2d yield locus is highly recommended.

In order to enable an application-oriented validation, the fundamental requirements for the material modeling and thus the characterization were derived from with pattern formed packaging steel products. The requirements 'Forming in the area between biaxial and plane strain', 'Forming in the area of deep drawing' and 'high sensitivity to uniaxial yield locus gradients' are covered by the validation experiments limit dome height, rotationally symmetric cup and 4-radii cup. In comparison between experimental results and simulation, the developed methodology brought a high level of accuracy with an increase of up to 850 % compared to the use of the previously possible standard models (yield locus model according to von Mises with extrapolated tensile test). The underlying evaluation method was presented in chapter 7. Finally, the characterization results for two materials were also compared in the forming and stability simulation of an aerosol bottom with good agreement. The presented results focused on the characterization of the first yield locus quadrant. At this point, the characterization of the compression range by means of compression tests, shear tests and the investigation of the Bauschinger effect, which has not been investigated for packaging steels yet, should therefore be included in the outlook. Likewise, the parameters for the complex yield locus model Yld2004-18p were determined and the accuracy in the parameter mapping was compared to previously used models. However, the possible benefit in the simulation of a real component was not proven and is therefore also included in the outlook at this point. A hypothesis regarding the texture was developed to explain the earing phenomenon. This was not proven finally, especially with regard to the Goss layer. In addition, as part of this work, an exponentially increasing elongation in the tensile test with increasing speed was determined for high strength packaging steels. The effect could be documented and used for an optimized characterization. However, the exact reason for this could not be determined at this point. Finally, the presented material modeling was validated using forming experiments which are strongly influenced by tools and friction. As a result, it was not possible to evaluate the influence of the occurrence of Lüders bands during the forming process. Friction free validation experiments, as the MUC test [110] enables, can provide benefit in the future.

# 10 Anhang

## 10.1 Materialkarten

Listing 10.1: TS245 Materialkarte

```
1 $*****S
2 $ S
3 $          ETA/DYNAFORM USER MATERIAL LIBRARY S
4 $ S
5 $          (UNITS : MM, TON, SEC, N) S
6 $ S
7 $*****S
8 $-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8
9 *MAT_BARLAT_YLD2000
10 $Materialkarte unter Nutzung des Bulge-Testes
11 $Definition: Y = sig biax / sig Zug
12 $Y: 1:08
13 $berechnete Parameter:
14 $TEM-Alpha: 05
15 $MATERIAL NAME: T52BA_Do25_MID86
16 $      MID      RO      E      PR      FIT      BETA      ITER      ISCALE
17 $      86 7.80E-009 2.06E+005 0.3 1.0
18 $      K      Eo      N      C      P      HARD      A
19 $      -99      6.09
20 $      SIG00      SIG45      SIG90      Roo      R45      R90
21 $      223      220      224      1.25      1.49      1.53
22 $      SIGXX      SIGYY      SIGXY      DXX      DYY      DXY
23 $      241      241      0.0      1.0      -1.0      0.0
24 $      AOPT      OFFANG      P4      HTFLAG      HTA      HTB      HTC      HTD
25 $      3.0      &beta
26 $      NULL      NULL      NULL      A1      A2      A3
27
28 $      V1      V2      V3      D1      D2      D3
29 $      0      1.0      0
30 $-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8
31 *DEFINE_CURVE
32 $      LCID      SIDR      SCLA      SCLO      OFFA      OFFO      DATTYP
33 $      99      0      1.0      1.0      0.0      0.0      0
34 $      A1      01
35 $      0.000000000E+00      2.277000000E+02
36 $      2.000000000E-03      2.5960301098E+02
37 $      9.999997760E-03      2.7768502671E+02
38 $      1.9999999550E-02      2.9460871720E+02
39 $      2.9999999330E-02      3.0840878502E+02
40 $      3.9999999110E-02      3.2031379292E+02
41 $      5.000000750E-02      3.3089243256E+02
42 $      6.0000002380E-02      3.4046189619E+02
43 $      7.000000300E-02      3.4922102461E+02
44 $      7.999998210E-02      3.5730502130E+02
45 $      8.999996130E-02      3.6481150044E+02
46 $      9.999994040E-02      3.7181426640E+02
47 $      1.099999200E-01      3.7837118819E+02
48 $      1.199998990E-01      3.8452898394E+02
49 $      1.2999999520E-01      3.9032627981E+02
50 $      1.400000060E-01      3.9579562821E+02
51 $      1.5000000600E-01      4.0096491967E+02
52 $      1.6000001130E-01      4.0585837013E+02
53 $      1.7000001670E-01      4.1049724310E+02
54 $      1.8000002210E-01      4.1490038707E+02
55 $      1.9000002740E-01      4.1908464454E+02
56 $      2.000000300E-01      4.2306515700E+02
57 $      3.0000001190E-01      4.5417294047E+02
58 $      4.000000600E-01      4.7475733346E+02
59 $      5.000000000E-01      4.8932730569E+02
60 $      6.0000002380E-01      5.0029075713E+02
61 $      7.0000004770E-01      5.0900115259E+02
62 $      8.0000007150E-01      5.1624365344E+02
63 $      9.0000009540E-01      5.2248616197E+02
64 $      1.0000001190E+00      5.2801534122E+02
65 $      1.1000001430E+00      5.3301229013E+02
66 $      1.2000001670E+00      5.3759541078E+02
67 $      1.3000001910E+00      5.4184505747E+02
68 $      1.4000002150E+00      5.4581791853E+02
```

10 Anhang

```

69 1.5000002380E+00 5.4955554152E+02
70 1.6000002620E+00 5.5308947923E+02
71 1.7000002860E+00 5.5644446145E+02
72 1.8000003100E+00 5.5964039831E+02
73 1.9000003340E+00 5.6269368022E+02
74 2.0000002380E+00 5.6561804326E+02
75 *END

```

Listing 10.2: TH415 Materialkarte

```

1  S
2  S                               ETA/DYNAFORM USER MATERIAL LIBRARY
3  S
4  S                               (UNITS : MM, TON, SEC, N)
5  S
6  S*****S
7  S-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8
8  *MAT_BARLAT_YLD2000
9  $Materialkarte unter Nutzung des Bulge-Testes
10 $Definition: Y = sig biax / sig Zug
11 $Y:1,031
12 $berechnete Parameter:
13 $TEM-Alpha: 05
14 $MATERIAL NAME: T4CA_Do28_MID85
15 $      MID      RO      E      PR      FIT      BETA      ITER      ISCALE
16      85  7.80E-009  2.06E+005  0.3  0.0
17 $      K      Eo      N      C      P      HARD      A
18      -99      7.69
19 $ Alpha1 Alpha2 Alpha3 Alpha4 Alpha5 Alpha6 Alpha7 Alpha8
20      1.061  0.8370  0.9803  0.9549  0.9920  0.9305  0.9790  1.0417
21 $ AOPT OFFFANG P4 HTFLAG HTA HTB HTC HTD
22      3.0      &beta
23 $ NULL NULL NULL A1 A2 A3
24
25 $      V1      V2      V3      D1      D2      D3
26      0      1.0      0
27 S-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8
28 *DEFINE_CURVE
29 $      LCID      SIDR      SCLA      SCLO      OFFA      OFFO      DATTYP
30      99      0      1.0      1.0      0.0      0.0      0
31 $      A1      01
32      0.000000000E+00 4.2997245833E+02
33      2.000000000E-03 4.3086157349E+02
34      9.9999997760E-03 4.3441803402E+02
35      1.9999999550E-02 4.3886360971E+02
36      2.9999999330E-02 4.4330918541E+02
37      3.9999999110E-02 4.4775476110E+02
38      5.000000750E-02 4.5220033762E+02
39      6.0000002380E-02 4.6416576226E+02
40      7.000000300E-02 4.6862857871E+02
41      7.9999998210E-02 4.7297360048E+02
42      8.9999996130E-02 4.7720551629E+02
43      9.9999994040E-02 4.8132882233E+02
44      1.0999999200E-01 4.8534783018E+02
45      1.2999999520E-01 4.9308932289E+02
46      1.4000000060E-01 4.9681957502E+02
47      1.5000000600E-01 5.0046107723E+02
48      1.6000001130E-01 5.0401732652E+02
49      1.7000001670E-01 5.0749167668E+02
50      1.8000002210E-01 5.1088734404E+02
51      1.9000002740E-01 5.1420741326E+02
52      2.000000300E-01 5.1745483327E+02
53      3.0000001190E-01 5.4650434906E+02
54      4.0000000600E-01 5.7078256246E+02
55      5.000000000E-01 5.9181063259E+02
56      6.0000002380E-01 6.1059488358E+02
57      7.0000004770E-01 6.2780324958E+02
58      8.0000007150E-01 6.4388101587E+02
59      9.0000009540E-01 6.5912674771E+02
60      1.0000001190E+00 6.7374214929E+02
61      1.1000001430E+00 6.8786482649E+02
62      1.2000001670E+00 7.0158983518E+02
63      1.3000001910E+00 7.1498387141E+02
64      1.4000002150E+00 7.2809462961E+02
65      1.5000002380E+00 7.4095698623E+02
66      1.6000002620E+00 7.5359709653E+02
67      1.7000002860E+00 7.6603511597E+02

```

```

68      1.8000003100E+00      7.7828701704E+02
69      1.9000003340E+00      7.9036580765E+02
70      2.0000002380E+00      8.0228233957E+02
71      *END

```

/

## Listing 10.3: TH620 Materialkarte

```

1  $*****S
2  $
3  $                      ETA/DYNAFORM USER MATERIAL LIBRARY
4  $
5  $                      (UNITS : MM, TON, SEC, N)
6  $
7  $*****S
8  $-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8
9  *MAT_BARLAT_YLD2000
10 $Materialkarte unter Nutzung des Bulge-Testes
11 $Definition: Y = sig biax / sig Zug
12 $Y: 1,046
13 $berechnete Parameter:
14 $TEM-Alpha: 0,5
15 $MATERIAL NAME: DR9CA_D017_MID87
16 $      MID      RO      E      PR      FIT      BETA      ITER      ISCALE
17      87  7.80E-009  2.06E+005      0.3      0.0
18 $      K      Eo      N      C      P      HARD      A
19
20 $      Alpha1      Alpha2      Alpha3      alpha4      alpha5      alpha6      alpha7      alpha8
21      0.8737      0.9359      1.0167      0.9528      1.0285      0.8525      0.9933      0.9890
22 $      AOPT      OFFANG      P4      HTFLAG      HTA      HTB      HTC      HTD
23      3.0      &beta
24 $      NULL      NULL      NULL      A1      A2      A3
25
26 $      V1      V2      V3      D1      D2      D3
27      0      1.0      0
28 $-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8
29 *DEFINE_CURVE
30 $      LCID      SIDR      SCLA      SCLO      OFFA      OFFO      DATTYP
31      99      0      1.0      1.0      0.0      0.0      0
32 $      A1
33      0.000000000E+00      5.7495260133E+02
34      2.000000000E-03      5.7339235876E+02
35      9.999997760E-03      5.7655946918E+02
36      1.999999550E-02      5.7851224927E+02
37      2.999999330E-02      5.7966851244E+02
38      3.999999110E-02      5.8040107306E+02
39      5.000000750E-02      5.8088665640E+02
40      6.000002380E-02      5.8122292390E+02
41      7.000000300E-02      5.8146662480E+02
42      7.999998210E-02      5.8165156124E+02
43      8.999996130E-02      5.8179821133E+02
44      9.999994040E-02      5.8191916990E+02
45      1.099999200E-01      5.8202230702E+02
46      1.199998990E-01      5.8211263003E+02
47      1.299998950E-01      5.8219339301E+02
48      1.400000060E-01      5.8226676314E+02
49      1.5000000600E-01      5.8233422472E+02
50      1.6000001130E-01      5.8239682573E+02
51      1.7000001670E-01      5.8245533002E+02
52      1.8000002210E-01      5.8251031219E+02
53      1.9000002740E-01      5.8256221758E+02
54      2.000000300E-01      5.8261140067E+02
55      3.0000001190E-01      5.8299974328E+02
56      4.0000000600E-01      5.8327547296E+02
57      5.000000000E-01      5.8348952416E+02
58      6.000002380E-01      5.8366453317E+02
59      7.000004770E-01      5.8381258291E+02
60      8.0000007150E-01      5.8394088998E+02
61      9.0000009540E-01      5.8405411151E+02
62      1.0000001190E+00      5.8415542872E+02
63      1.1000001430E+00      5.8424711147E+02
64      1.2000001670E+00      5.8433083631E+02
65      1.3000001910E+00      5.8440787681E+02
66      1.4000002150E+00      5.8447922322E+02
67      1.5000002380E+00      5.8454566073E+02

```

```

68      1.6000002620E+00      5.8460782250E+02
69      1.7000002860E+00      5.8466622649E+02
70      1.8000003100E+00      5.8472130189E+02
71      1.9000003340E+00      5.8477340826E+02
72      2.0000002380E+00      5.8482284979E+02
73 *END

```

## 10.2 Inverse Auswertung

Listing 10.4: Abgleich der Dickenverteilung mittels Perl-Skript

```

1  #!/usr/bin/perl
2  my @start = times;
3
4  # Einlesen des Simulationsoutputs
5  open( $datei, "Napf_D75.dynain" );
6  si=0;
7  spart=0;
8  scounter=0;
9  while( my $sline = <$datei> ){
10     if ( $sline =~ m/ELEMENT_SHELL_THICKNESS/i ){
11         $spart=1;
12     }
13     if ( $sline =~ m/INITIAL_STRESS_SHELL/i ){
14         $spart=2;
15     }
16     if ( ($sline =~ />2)&&($spart==0) ){
17         @NodeFEA[ $sline-3 ] = ( split( / / , $sline , 6 ) ) [ 1 ];
18         @XFEANode[ $sline-3 ] = ( split( / / , $sline , 6 ) ) [ 2 ];
19         @YFEANode[ $sline-3 ] = ( split( / / , $sline , 6 ) ) [ 3 ];
20         @ZFEANode[ $sline-3 ] = ( split( / / , $sline , 6 ) ) [ 4 ];
21     }
22     if ( $spart==1 ){
23         $scounter++;
24         $sz = @ElementFEA;
25         $sy = @ThicknessFEA;
26         if ( $scounter%2 ){
27             @ThicknessFEA[ $sy ] = ( split( / / , $sline , 6 ) ) [ 1 ];
28         } else {
29             @ElementFEA[ $sz ] = ( split( / / , $sline , 6 ) ) [ 1 ];
30             @NodeFEASort1[ $sz ] = ( split( / / , $sline , 15 ) ) [ 9 ];
31             @NodeFEASort2[ $sz ] = ( split( / / , $sline , 15 ) ) [ 10 ];
32             @NodeFEASort3[ $sz ] = ( split( / / , $sline , 15 ) ) [ 11 ];
33             @NodeFEASort4[ $sz ] = ( split( / / , $sline , 15 ) ) [ 12 ];
34         }
35     }
36 }
37 shift @ThicknessFEA;
38
39 #Aussortierung von fehlerhaften Dateien,
40 if ( @ZFEANode[1]==0 ){
41     $ssum=1000;
42     print "ssum\n";
43     exit;
44 }
45
46 # Zuordnung der Knoten zu den Elementen und der Dickenverteilung
47 $sx=@ElementFEA;
48 $sy=@NodeFEA;
49 for ( my $si=0; $si <= $sx-1; $si++ ){
50     for ( my $sj=0; $sj <= $sy-1; $sj++ ){
51         if ( @NodeFEASort1[ $si ] == @NodeFEA[ $sj ] ){
52             $sx1=@XFEANode[ $sj ];
53             $sy1=@YFEANode[ $sj ];
54             $sz1=@ZFEANode[ $sj ];
55         }
56     }
57     for ( my $sj=0; $sj <= $sy-1; $sj++ ){
58         if ( @NodeFEASort2[ $si ] == @NodeFEA[ $sj ] ){
59             $sx2=@XFEANode[ $sj ];
60             $sy2=@YFEANode[ $sj ];
61             $sz2=@ZFEANode[ $sj ];
62         }
63     }
64     for ( my $sj=0; $sj <= $sy-1; $sj++ ){
65         if ( @NodeFEASort3[ $si ] == @NodeFEA[ $sj ] ){

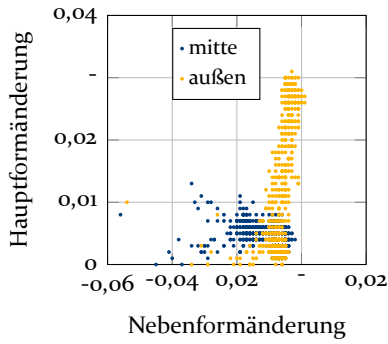
```

```

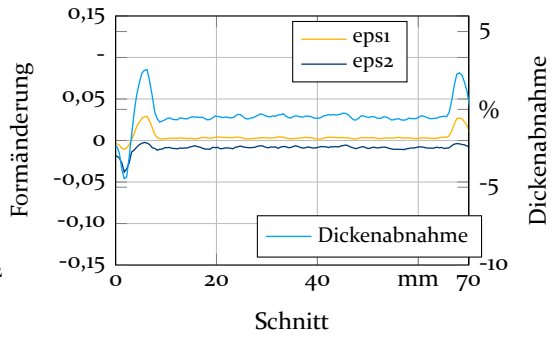
66             $x3=@XFEANode[ $j ];
67             $y3=@YFEANode[ $j ];
68             $z3=@ZFEANode[ $j ];
69         }
70     }
71     for (my $j=0;$j<=$y-1;$j++){
72         if (@NodeFEASort4[ $i]==@NodeFEA[ $j ]){
73             $x4=@XFEANode[ $j ];
74             $y4=@YFEANode[ $j ];
75             $z4=@ZFEANode[ $j ];
76         }
77     }
78     @XFEAElement[ $i ]=0.25*( $x1+$x2+$x3+$x4 );
79     @YFEAElement[ $i ]=0.25*( $y1+$y2+$y3+$y4 );
80     @ZFEAElement[ $i ]=0.25*( $z1+$z2+$z3+$z4 );
81 }
82
83 # Schreibt relevante Simulationsdaten in Textdatei
84 close datei;
85 open( Textfile , ">OutputPerlTest7.txt" );
86 $x=@ZFEAElement;
87 for (my $i=0;$i<=$x-1;$i++){
88     print Textfile "@XFEAElement[ $i ] ";
89     print Textfile "@YFEAElement[ $i ] ";
90     print Textfile "@ZFEAElement[ $i ] ";
91     print Textfile "@ThicknessFEA[ $i ]\n";
92 }
93 close Textfile ;
94
95 # Einlesen des Experiments Input
96 open(datei , "o1_11_04_fil2_Exp_DickeTest.txt" );
97 while(my $sline = <datei >){
98     @XExperiment[ $s ] = ( split (/,/, $sline ,7) )[0];
99     @YExperiment[ $s ] = ( split (/,/, $sline ,7) )[1];
100    @ZExperiment[ $s ] = ( split (/,/, $sline ,7) )[2];
101    @ThicknessExperiment[ $s ] = ( split (/,/, $sline ,7) )[3];
102 }
103 shift @XExperiment;
104 shift @YExperiment;
105 shift @ZExperiment;
106 shift @ThicknessExperiment ;
107
108 # Differenzbildung nach "nearest neighbour"
109 $x=@XFEAElement;
110 $y=@XExperiment;
111 for (my $j=0;$j<=$x-1;$j++){
112     $smin=0;
113     if ((@ZFEAElement[ $j ]>13)&&(@ZFEAElement[ $j ]<45)){
114         for (my $i=0;$i<=$y-1;$i++){
115             $sAbstand=sqrt((@XFEAElement[ $j ]-@XExperiment[ $i ])**2+(@YFEAElement[ $j ]-
116                 @YExperiment[ $i ])**2+(@ZFEAElement[ $j ]-@ZExperiment[ $i ])**2);
117             if ($smin==0){
118                 $smin=$sAbstand;
119                 $sminI=$i ;
120             }
121             elsif ($sAbstand<$smin){
122                 $smin=$sAbstand;
123                 $sminI=$i ;
124             }
125         }
126         @Abstand[ $j ]=$smin ;
127         @ThicknessDiff[ $j ]=abs (@ThicknessFEA[ $j ]-@ThicknessExperiment[ $sminI ]);
128     }
129 }
130 my $ssum = 0;
131 $ssum += $_ foreach (@ThicknessDiff);
132 print "$ssum\n";

```

### 10.3 Verformungspfade

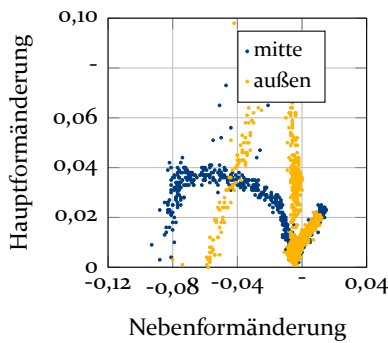


(a) FLD

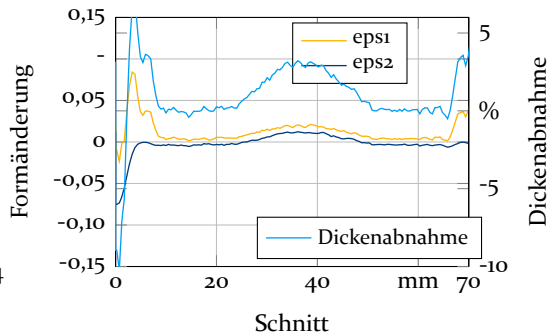


(b) Schnitt

Bild 100: Verformungszustand Stufe 1 im Aerosolboden

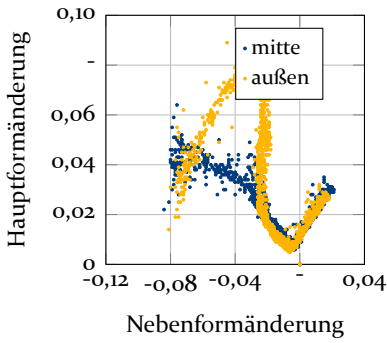


(a) FLD

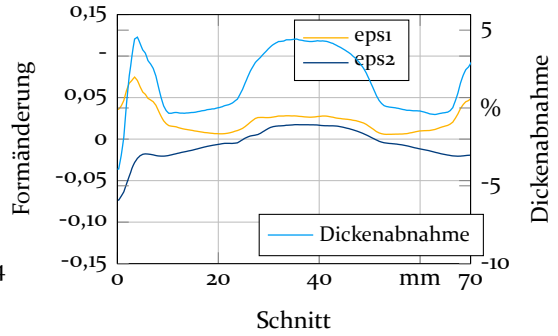


(b) Schnitt

Bild 101: Verformungszustand Stufe 2 im Aerosolboden

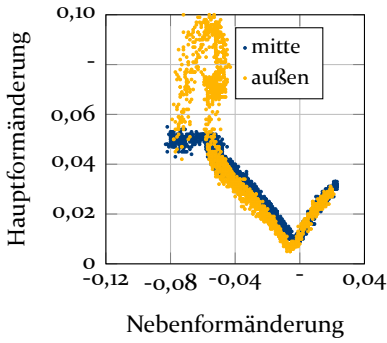


(a) FLD

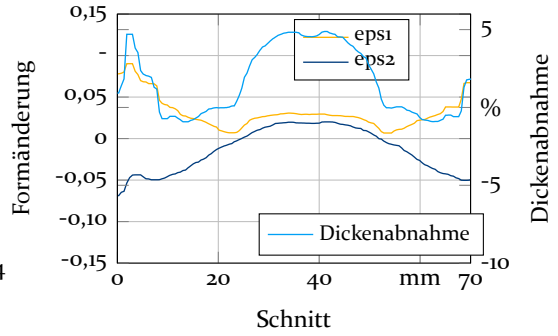


(b) Schnitt

Bild 102: Verformungszustand Stufe 3 im Aerosolboden

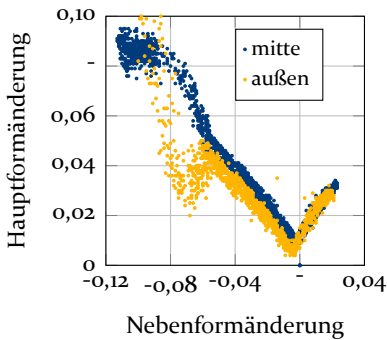


(a) FLD

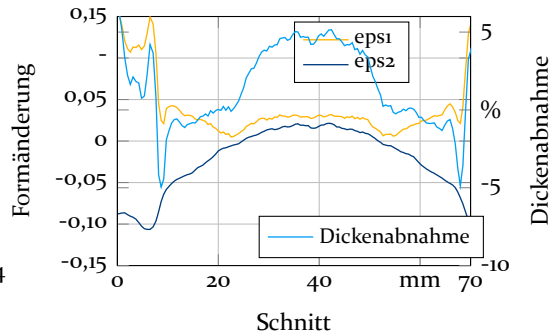


(b) Schnitt

Bild 103: Verformungszustand Stufe 4 im Aerosolboden

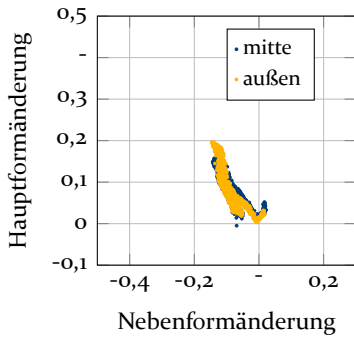


(a) FLD

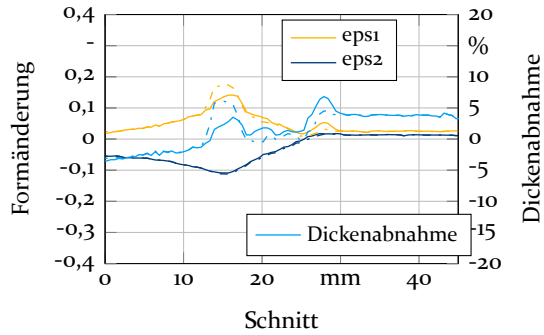


(b) Schnitt

Bild 104: Verformungszustand Stufe 5 im Aerosolboden

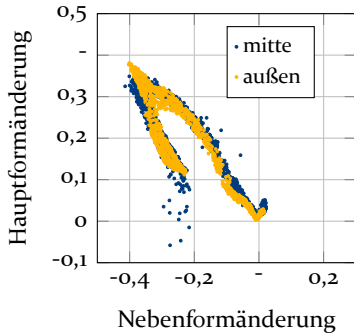


(a) FLD

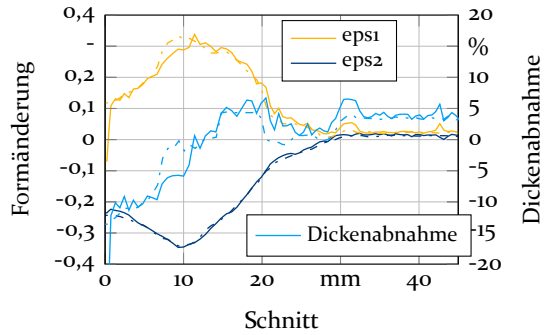


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 105: Verformungszustand Stufe 1.1 im Aerosoldeckel

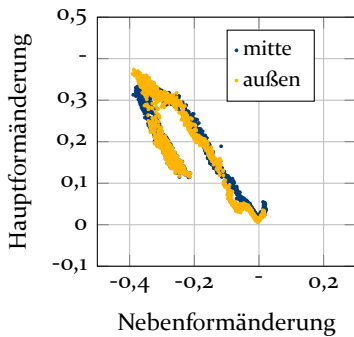


(a) FLD

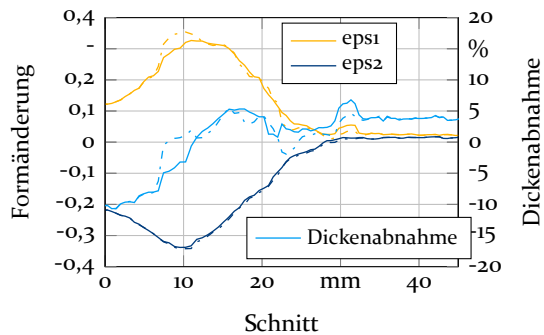


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 106: Verformungszustand Stufe 1.2 im Aerosoldeckel

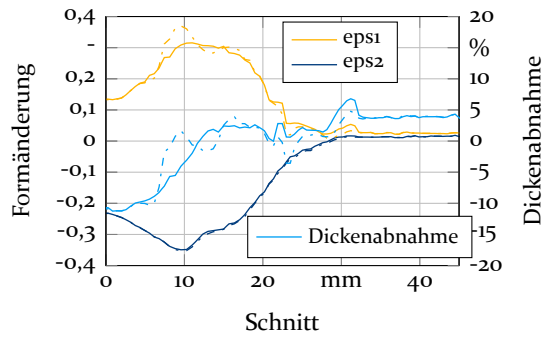
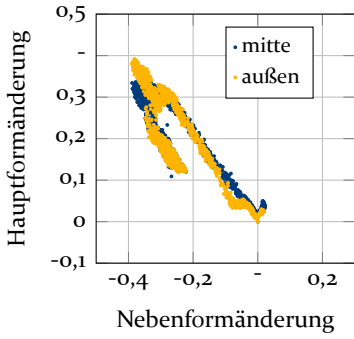


(a) FLD



(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

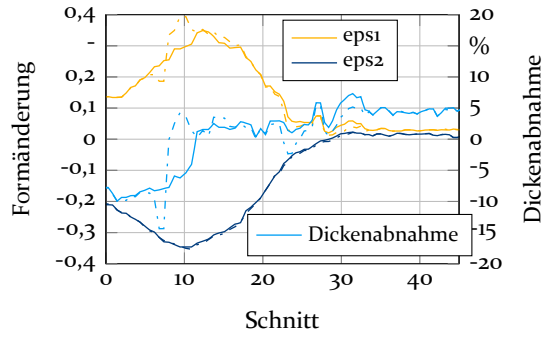
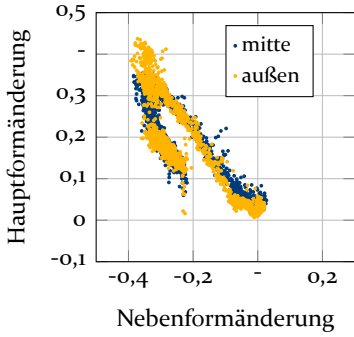
Bild 107: Verformungszustand Stufe 2.1 im Aerosoldeckel



(a) FLD

(b) Schnitt: — außen; — mitte

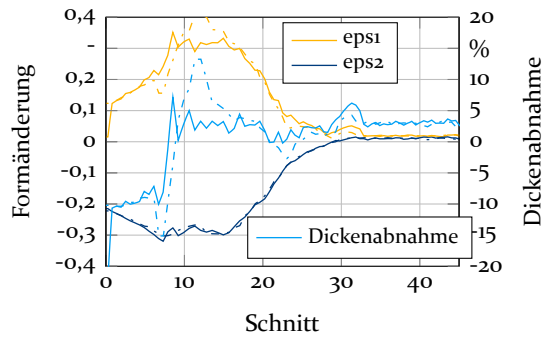
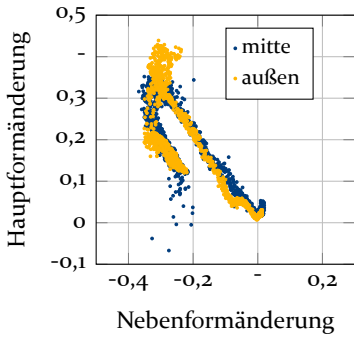
Bild 108: Verformungszustand Stufe 2.2 im Aerosoldeckel



(a) FLD

(b) Schnitt: — außen; — mitte

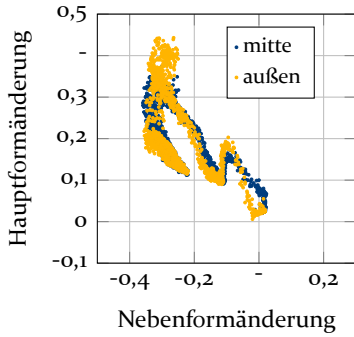
Bild 109: Verformungszustand Stufe 2.3 im Aerosoldeckel



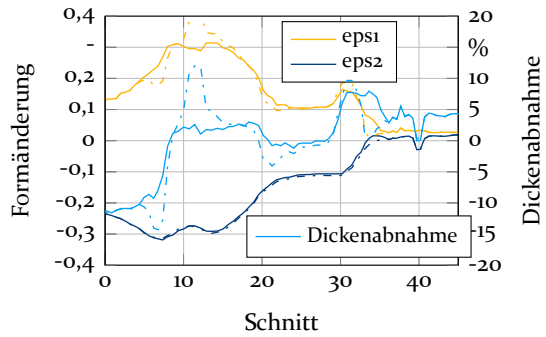
(a) FLD

(b) Schnitt: — außen; — mitte

Bild 110: Verformungszustand Stufe 2.4 im Aerosoldeckel

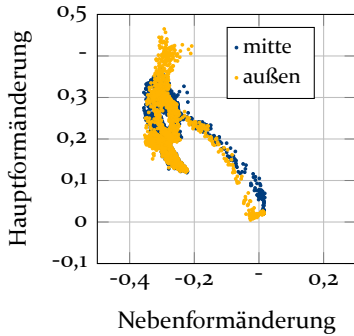


(a) FLD

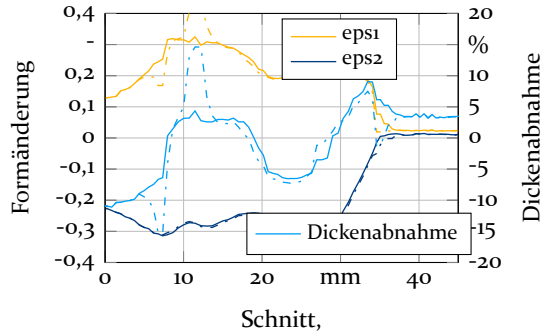


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 111: Verformungszustand Stufe 3,1 im Aerosoldeckel

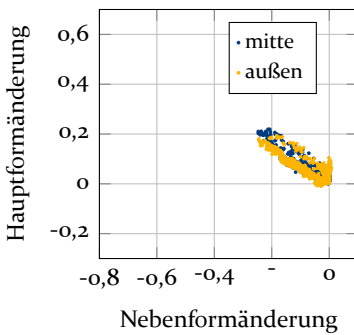


(a) FLD

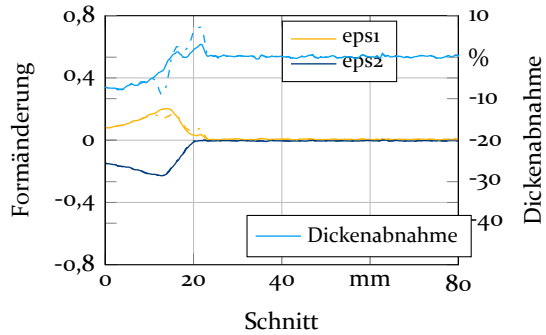


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 112: Verformungszustand Stufe 3,2 im Aerosoldeckel

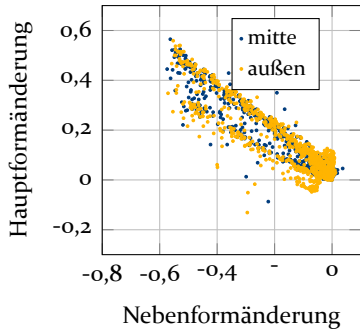


(a) FLD

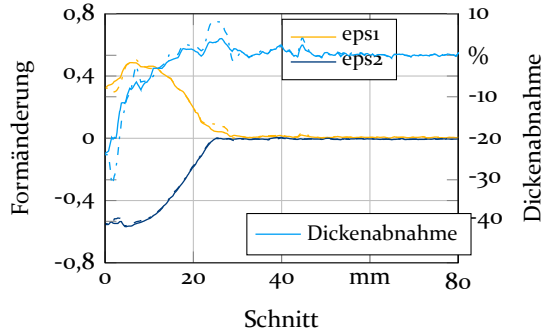


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 113: Verformungszustand Stufe 1 Dingleydose

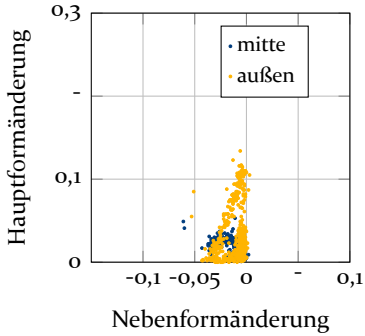


(a) FLD

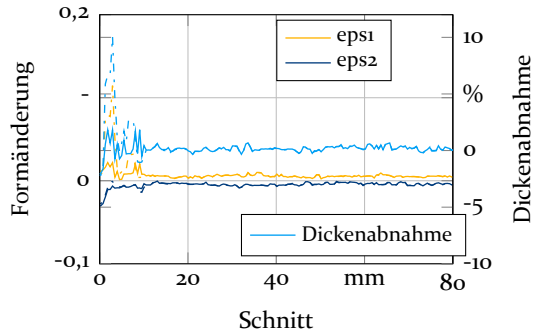


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 114: Verformungszustand Stufe 2 Dingleydose

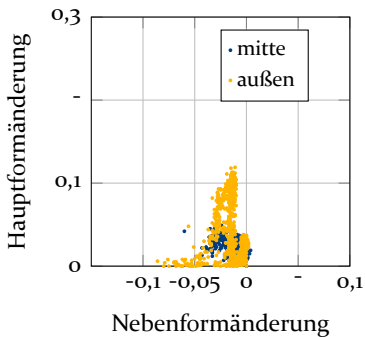


(a) FLD

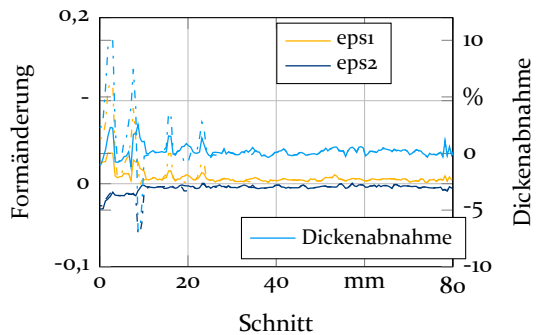


(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 115: Verformungszustand Stufe 1.1 im 99er Deckel



(a) FLD



(b) Schnitt: — — außen; — — mitte

Bild 116: Verformungszustand Stufe 1.2 im 99er Deckel

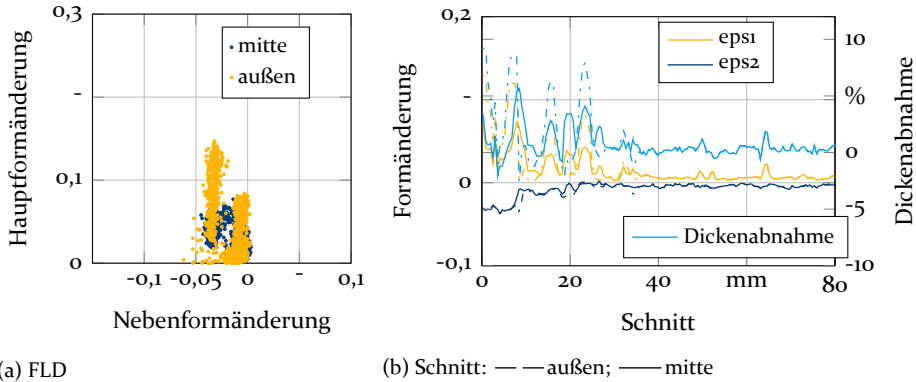


Bild 117: Verformungszustand Stufe 1.3 im 99er Deckel

## 10.4 Texturmodell Inagaki

```

1 clear;
2 close;
3 hklmiller=[1 0 0;0 1;1 1 4;1 1 3;1 1 2;1 1 1;1 1 1;1 1 1;1 1 1;1 1 1;5 5 4;3 3 2;1 1 0];
4 uvwmiller=[0 0 1;+1 -1 +0; +1 -1 +0;+1 -1 +0;+1 -1 +0;+1 -1 +0;+1 -1 +0;+1 -1 +0;+2 -3 +1;+1 +1 -2;-2
5 -2 +5;-1 -1 +3;+0 +0 +1];
6 %% Intensitäten
7 q=[0, ... % [100] <001> alpha Faser
8 1, ... % [001] <110> alpha Faser
9 0, ... % [114] <110> alpha Faser
10 0, ... % [113] <110> alpha Faser
11 0, ... % [112] <110> alpha Faser
12 0, ... % [111] <110> alpha Faser und gamma Faser
13 0, ... % [110] <110> alpha Faser
14 0, ... % [111] <231> gamma Faser
15 0, ... % [111] <112> gamma Faser und epsilon Faser
16 0, ... % [554] <225> epsilon Faser
17 0, ... % [332] <113> epsilon Faser
18 0];
19 q=q./sum(q);
20 roh=1; %Stress Ratio
21
22 for i=1:length(hklmiller)
23 hkl(i,:)=hklmiller(i,:)/(norm(hklmiller(i,:)));
24 uvw(i,:)=uvwmiller(i,:)/(norm(uvwmiller(i,:)));
25 end
26
27 for e=1:length(hkl)
28 xyz(e,1)=hkl(e,3)*uvw(e,2)-hkl(e,2)*uvw(e,3);
29 xyz(e,2)=hkl(e,1)*uvw(e,3)-hkl(e,3)*uvw(e,1);
30 xyz(e,3)=hkl(e,2)*uvw(e,1)-hkl(e,1)*uvw(e,2);
31 PHI=0:1:360;
32 for i=1:length(PHI)
33 SlipsystemCoeff(1,:,i,e)=[xyz(e,2)+xyz(e,3) uvw(e,2)+uvw(e,3) xyz(e,1)-xyz(e,2)+xyz(e
34 ,3) uvw(e,1)-uvw(e,2)+uvw(e,3)];
35 SlipsystemCoeff(2,:,i,e)=[xyz(e,2)+xyz(e,3) uvw(e,2)+uvw(e,3) -xyz(e,1)-xyz(e,2)+xyz(e
36 ,3) -uvw(e,1)-uvw(e,2)+uvw(e,3)];
37 SlipsystemCoeff(3,:,i,e)=[-xyz(e,2)+xyz(e,3) -uvw(e,2)+uvw(e,3) xyz(e,1)+xyz(e,2)+xyz(e
38 ,3) uvw(e,1)+uvw(e,2)+uvw(e,3)];
39 SlipsystemCoeff(4,:,i,e)=[-xyz(e,2)+xyz(e,3) -uvw(e,2)+uvw(e,3) -xyz(e,1)+xyz(e,2)+xyz(e
40 ,3) -uvw(e,1)+uvw(e,2)+uvw(e,3)];
41 SlipsystemCoeff(5,:,i,e)=[xyz(e,1)+xyz(e,3) uvw(e,1)+uvw(e,3) -xyz(e,1)+xyz(e,2)+xyz(e
42 ,3) -uvw(e,1)+uvw(e,2)+uvw(e,3)];
43 SlipsystemCoeff(6,:,i,e)=[xyz(e,1)+xyz(e,3) uvw(e,1)+uvw(e,3) -xyz(e,1)-xyz(e,2)+xyz(e
44 ,3) -uvw(e,1)-uvw(e,2)+uvw(e,3)];
45 SlipsystemCoeff(7,:,i,e)=[-xyz(e,1)+xyz(e,3) -uvw(e,1)+uvw(e,3) xyz(e,1)+xyz(e,2)+xyz(e
46 ,3) uvw(e,1)+uvw(e,2)+uvw(e,3)];
47 SlipsystemCoeff(8,:,i,e)=[-xyz(e,1)+xyz(e,3) -uvw(e,1)+uvw(e,3) xyz(e,1)-xyz(e,2)+xyz(e
48 ,3) uvw(e,1)-uvw(e,2)+uvw(e,3)];

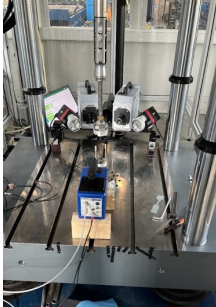
```

```

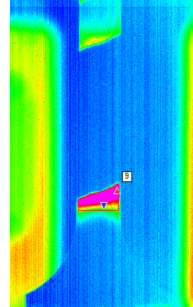
41     SlipsystemCoeff(9, :, i, e)=[xyz(e,1)+xyz(e,2) uvw(e,1)+uvw(e,2) -xyz(e,1)+xyz(e,2)+xyz(e
42     ,3) -uvw(e,1)+uvw(e,2)+uvw(e,3) ];
43     SlipsystemCoeff(10, :, i, e)=[xyz(e,1)+xyz(e,2) uvw(e,1)+uvw(e,2) -xyz(e,1)+xyz(e,2)-xyz(
44     e,3) -uvw(e,1)+uvw(e,2)-uvw(e,3) ];
45     SlipsystemCoeff(11, :, i, e)=[-xyz(e,1)+xyz(e,2) -uvw(e,1)+uvw(e,2) xyz(e,1)+xyz(e,2)+xyz
46     (e,3) uvw(e,1)+uvw(e,2)+uvw(e,3) ];
47     SlipsystemCoeff(12, :, i, e)=[-xyz(e,1)+xyz(e,2) -uvw(e,1)+uvw(e,2) xyz(e,1)+xyz(e,2)-xyz
48     (e,3) uvw(e,1)+uvw(e,2)-uvw(e,3) ];
49
50     for j=1:12
51         E(i, j, e)=((SlipsystemCoeff(j, 1, i, e)*cosd(PHI(i))-SlipsystemCoeff(j, 2, i, e)*sind(PHI
52         (i))) *...
53         (SlipsystemCoeff(j, 3, i, e)*cosd(PHI(i))-SlipsystemCoeff(j, 4, i, e)*sind(PHI(
54         i))) -...
55         roh*(SlipsystemCoeff(j, 2, i, e)*cosd(PHI(i))+SlipsystemCoeff(j, 1, i, e)*sind(
56         PHI(i))) *...
57         (SlipsystemCoeff(j, 4, i, e)*cosd(PHI(i))+SlipsystemCoeff(j, 3, i, e)*sind(PHI(
58         i)))) ^2*...
59         abs((SlipsystemCoeff(j, 2, i, e)*cosd(PHI(i))+SlipsystemCoeff(j, 1, i, e)*sind(
60         PHI(i)))) *(1/(sqrt(3)*6));
61     end
62     for j=1:12
63         tau(i, j, e)=((SlipsystemCoeff(j, 1, i, e)*cosd(PHI(i))-SlipsystemCoeff(j, 2, i, e)*sind
64         (PHI(i))) *...
65         (SlipsystemCoeff(j, 3, i, e)*cosd(PHI(i))-SlipsystemCoeff(j, 4, i, e)*sind(PHI(
66         i))) -...
67         roh*(SlipsystemCoeff(j, 2, i, e)*cosd(PHI(i))+SlipsystemCoeff(j, 1, i, e)*sind(
68         PHI(i))) *...
69         (SlipsystemCoeff(j, 4, i, e)*cosd(PHI(i))+SlipsystemCoeff(j, 3, i, e)*sind(PHI(
70         i)))));
71     end
72     end
73     for i=1:length(hkl)
74         E2(:, i)= sum(E(:, :, i) ');
75     end
76     E2=E2*1.2198;
77     for i=1:length(PHI)
78         E3(i, :)=E2(i, :).*q;
79         Etotal(i)=sum(E3(i, :));
80     end
81
82     % Beschriftung Legende
83     s=string(' ');
84     for i=1:length(q)
85         if q(i)==0
86             i=i+1;
87         else
88             s=s+string(sprintf('%2f', q(i)*100)+' %%'+ ' [' +string(abs(hklmiller(i, 1)))+string(abs(
89             hklmiller(i, 2)))+string(abs(hklmiller(i, 3)))+...
90             ']'+' <' +string(abs(uvwmiller(i, 1)))+string(abs(uvwmiller(i, 2)))+string(abs(
91             uvwmiller(i, 3)))+ '>' +'\n');
92         end
93     end
94
95     plot(PHI, Etotal, 'k');
96     hold on;
97     set(gca, 'XTick', [0:90:360])
98     grid on
99     xlabel('Umfangswinkel \phi, [°]');
100    ylabel('E(\phi), [ ]');
101    set(gca, 'FontName', 'Arial');
102    set(gca, 'FontSize', 12, 'LineWidth', 1);
103    legend({ sprintf(s) }

```

## 10.5 Temperaturmessung Hochgeschwindigkeitsversuche



(a) Aufbau der Temperaturmessung



(b) Temperaturprofil

Bild 118: Aufbau der Temperaturmessung zur Messung der Probenerwärmung während der Hochgeschwindigkeitszugversuche

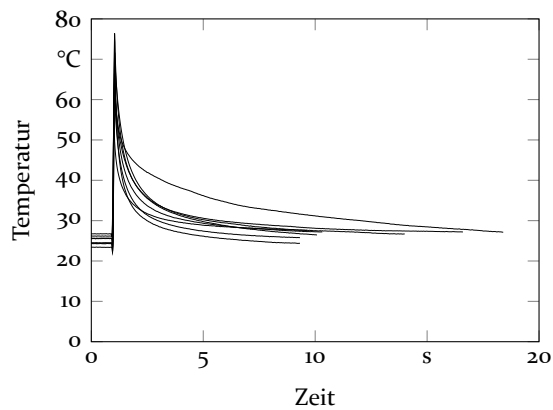
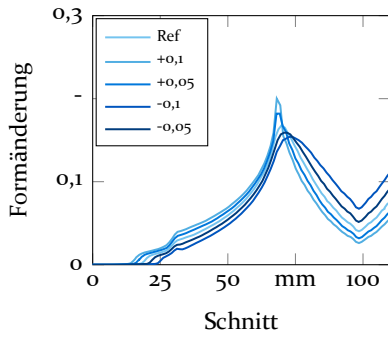
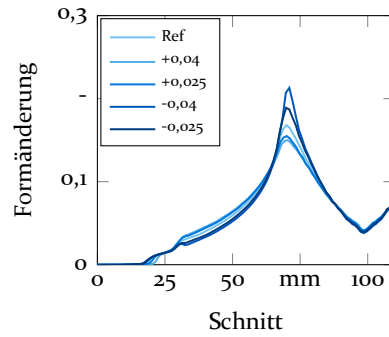


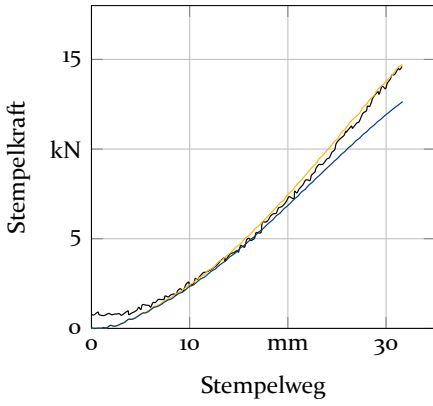
Bild 119: Temperaturverlauf während der Prüfung des Werkstoffs TH620 mit Dehnrage 40 1/s im Hochgeschwindigkeitszugversuch

## 10.6 Validierung

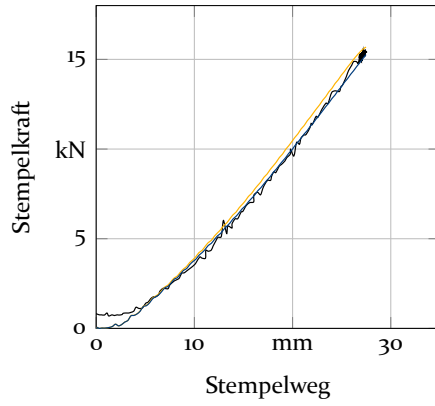
(a)  $\sigma_b/\sigma_0$ 

(b) n-Wert

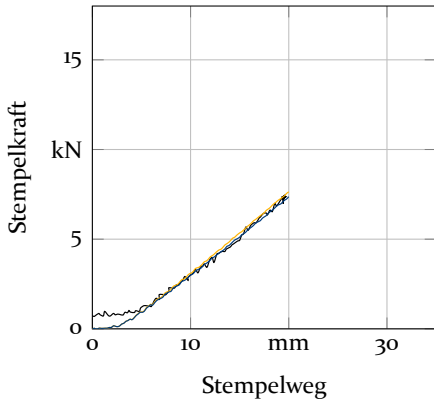
Bild 120: Sensitivität mechanischer Kennwerte auf das Umformverhalten im Versuch LDH



(a) TS245



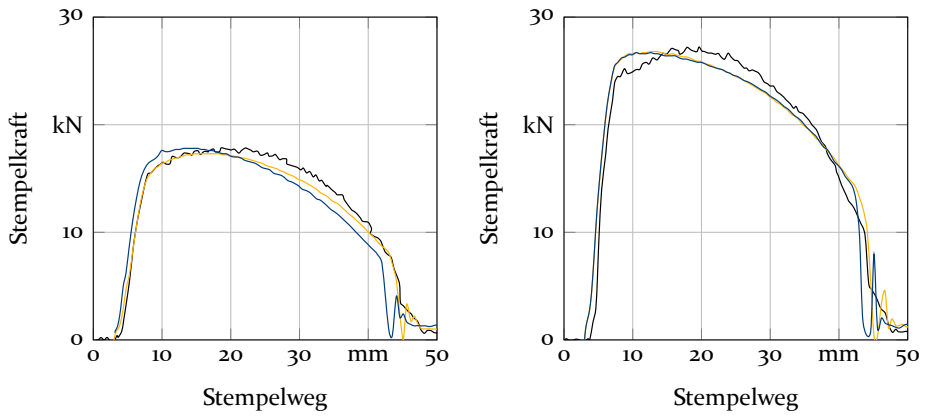
(b) TH415



(c) TH620



Bild 121: Validierung der Kraft im Validierungsexperiment LDH



(a) TS245

(b) TH415



(c) TH620



Bild 122: Validierung der Kraft im Validierungsexperiment Napfzug



## Literaturverzeichnis

- [1] Prawietz, S. *CAE bei VW: 2025 wird jeder Ingenieur virtuelle Berechnungen durchführen*. Nov. 2019. <https://www.automobil-industrie.vogel.de/cae-bei-vw-2025-wird-jeder-ingenieur-virtuelle-berechnungen-durchfuehren-a-883681>.
- [2] Kopp, R. und Wiegels, H. *Einführung in die Umformtechnik*. 1999.
- [3] Mises, R. v. „Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand“. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse* 1913 (1913), S. 582–592.
- [4] Banabic, D. *Sheet Metal Forming Processes*. Springer Berlin Heidelberg, 2010, S. 27–140.
- [5] Raabe, D. und Roters, F. „Using texture components in crystal plasticity finite element simulations“. *International Journal of Plasticity* 20.3 (2004), S. 339–361. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0749641903000925>.
- [6] Tresca, H. „On the yield of solids at high pressure“. *Comptes Rendus Academie des Sciences* 59.754 (1864).
- [7] Hill. „A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals“. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* 193.1033 (Mai 1948), S. 281–297.
- [8] Barlat, F.; Brem, J.; Yoon, J.; Chung, K.; Dick, R.; Lege, D.; Pourboghrat, F.; Choi, S. und Chu, E. „Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory“. *International Journal of Plasticity* 19.9 (2003), S. 1297–1319.
- [9] Barlat, F.; Aretz, H.; Yoon, J.W.; Karabin, M.E.; Brem, J.C. und Dick, R.E. „Linear transformation-based anisotropic yield functions“. *International Journal of Plasticity* 21.5 (Mai 2005), S. 1009–1039.
- [10] Yoon, J.; Barlat, F.; Dick, R. und Karabin, M. „Prediction of six or eight ears in a drawn cup based on a new anisotropic yield function“. *International Journal of Plasticity* 22.1 (Jan. 2006), S. 174–193.
- [11] Aretz, H. „Modellierung des anisotropen Materialverhaltens von Blechen mit Hilfe der Finite-Elemente Methode“. Diss. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2003.

- [12] Aretz, H.; Hopperstad, O. S. und Lademo, O.G. „Yield function calibration for orthotropic sheet metals based on uniaxial and plane strain tensile tests“. *Journal of Materials Processing Technology* 186.1-3 (Mai 2007), S. 221–235.
- [13] Yin, Q. „Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch“. Diss. Fakultät Maschinenbau der Technischen Universität Dortmund, 2014.
- [14] Ludwik, P. *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1909.
- [15] Hollomon, J. H. „Tensile deformation“. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* 162 (1945), S. 268–290.
- [16] Swift, H.W. „Plastic instability under plane stress“. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1.1 (1952), S. 1–18.
- [17] Voce, E. „The Relationship between Stress and Strain for Homogeneous Deformation“. *Journal of the Institute of Metals* 74 (1948), S. 537–562. <https://ci.nii.ac.jp/naid/10026664078/en/>.
- [18] Beier, T.; Gerlach, J.; Roettger, R. und Kuhn, P. „Possibilities for specific utilization of material properties for an optimal part design“. *Journal of Physics: Conference Series* 896 (Sep. 2017), S. 012014.
- [19] Gottstein, G. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik and Physikalische Grundlagen*. Springer Verlag, 2014.
- [20] Raabe, D. und Lüücke, K. „Textures of ferritic stainless steels“. *Materials Science and Technology* 9.4 (1993), S. 302–312.
- [21] Raabe, D. *Crystallographic Texture of Hot rolled Steels*. Techn. Ber. Max-Planck-Institut fuer Eisenforschung.
- [22] Raabe, D.; Wang, Y. und Roters, F. „Crystal plasticity simulation study on the influence of texture on earing in steel“. *Computational Materials Science* 34.3 (2005), S. 221–234.
- [23] Tucker, G. E. G. „Texture and earing in deep drawing of aluminium“. *Acta Metallurgica*, 9 (1961).
- [24] Inagaki, H. „Basic Earing Behaviour of fcc and bcc Metals in Cup Drawing“. *International Journal of Materials Research* (1991).
- [25] Vollertsen, F. „Categories of size effects“. *Production Engineering* 2.4 (Sep. 2008), S. 377–383.
- [26] Lai, X.; Peng, L.; Hu, P.; Lan, S. und Ni, J. „Material behavior modeling in micro/meso-scale forming process with considering size/scale effects“. *Computational Materials Science - COMPUT MATER SCI* 43 (Okt. 2008), S. 1003–1009.

- [27] Raulea, L.; Goijaerts, A.; Govaert, L. und Baaijens, F. „Size effects in the processing of thin metal sheets“. *Journal of Materials Processing Technology* 115.1 (Aug. 2001), S. 44–48.
- [28] DIN. *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Pruefverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019)*. Beuth Verlag GmbH, 2019.
- [29] Krahmer, D.; Polvorosa, R.; Lacalle, L.; Alonso, U.; Abate, G. und Riu, F. „Alternatives for Specimen Manufacturing in Tensile Testing of Steel Plates“. *Experimental Techniques* 40 (Juli 2016).
- [30] Sevinc, B.; Yavuz, A.; Yilmaz, M.; Cetin, B.; Ucak, C. und Cicek, A. „Evaluation of the effect of different manufacturing methods on tensile properties of S700MC Steel“. *Proceedings 27th International Conference on Metallurgy and Materials*. 2018, S. 584–590.
- [31] Al-shawk, A.; Lu, P.; Vedanti, P. und Wu, X. „Topological Characterization and of Machined and Edges Prepared and by Different and Cutting Methods and Edge Evolution in Tensile Deformation“. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. Bd. 418. 012067. 2020.
- [32] Zheng, P.; Chen, R.; Liu, H.; Chen, J.; Zhang, Z.; Liu, X. und Shen, Y. „On the standards and practices for miniaturized tensile test -A review“. *Fusion Engineering and Design* 161 (Dez. 2020), S. 112006.
- [33] Merklein, M. und Hoffmann, M. *Optimierung und Standardisierung des Zugversuchs mit miniaturisierten Proben zur verbesserten Charakterisierung lokaler Eigenschaften von Bauteilen aus Feinblech*. 1. Europäische Forschungsgesellschaft für Belchverarbeitung e.V. (EFB), 2017.
- [34] Siebel, E. und Schwaigerer, S. „Zur Mechanik and des Zugversuchs“. 19. *Band Archiv fuer das Eisenhuettenwesen*. 1944.
- [35] Bridgman, P. W. *Studies in large plastic flow and fracture*. Bd. 177. McGraw-Hill New York, 1952.
- [36] Zhang, Z.; Hauge, M.; Odegard, J. und Thaulow, C. „Determining material true stress-strain curve from tensile and specimens with rectangular cross-section“. *International Journal of Solids and Structures* 36. 1999.
- [37] Paul, S. K.; Roy, S.; Sivaprasad, S.; Bar, H. N. und Tarafder, S. „Identification of Post-necking Tensile Stress–Strain Behavior of Steel Sheet: An Experimental Investigation Using Digital Image Correlation Technique“. *Journal of Materials Engineering and Performance* 27.11 (Okt. 2018), S. 5736–5743.

- [38] J.-P. Ponthot, J.-P. Kleiner. „A cascade optimization methodology for automatic parameter identification and shape/process optimization in metal forming simulation“. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* (2006).
- [39] Joun, M.; Eom, J. G. und Lee, M. C. „A new method for acquiring true stress–strain curves over a large range of strains using a tensile test and finite element method“. *Mechanics of Materials* 40.7 (Juli 2008), S. 586–593.
- [40] Kim, J.-H.; Serpantié, A.; Barlat, F.; Pierron, F. und Lee, M.-G. „Characterization of the post-necking strain hardening behavior using the virtual fields method“. *International Journal of Solids and Structures* 50.24 (Jan. 2013), S. 3829–3842.
- [41] Tardif, N. und Kyriakides, S. „Determination of anisotropy and material hardening for aluminum sheet metal“. *International Journal of Solids and Structures* 49.25 (Dez. 2012), S. 3496–3506.
- [42] Güner, A.; Brosius, A. und Tekkaya, A. „Inverse parameter identification of sheet metals utilizing the distribution of field variables“. *International Journal of Material Forming* 2 (Aug. 2009), S. 455–458.
- [43] Zhao, K.; Wang, L.; Chang, Y. und Yan, J. „Identification of post-necking stress–strain curve for sheet metals by inverse method“. *Mechanics of Materials* 92 (Jan. 2016), S. 107–118.
- [44] Hakenbeck, F.; Lafarge, R. und Brosius, A. „Post necking evaluation of the tensile test using artificial neural networks“. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1238 (Mai 2022), S. 012048.
- [45] DIN. *Metallische Werkstoffe –Blech und Band –Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnungs Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen (ISO 16808:2014)*. Beuth Verlag GmbH, 2014.
- [46] Suttner, S. und Merklein, M. „Experimental and numerical investigation of a strain rate controlled hydraulic bulge test of sheet metal“. *Journal of Materials Processing Technology* 235 (Sep. 2016), S. 121–133.
- [47] Xavier, M.; Plaut, R. und Schön, C. „Uniaxial near plane strain tensile tests applied to the determination of the FLC<sub>0</sub> formability parameter“. *Mater. Res.* 17 (2014), S. 982–986.
- [48] Lenzen, M. und Merklein, M. „Improvement of Numerical Modelling Considering Plane Strain Material Characterization with an Elliptic Hydraulic Bulge Test“. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 2.1 (Jan. 2018), S. 6.

- [49] Kollar, L. und Dulacska, E. *Buckling of Shells for Engineers*. John Wiley und Sons Ltd, 1984.
- [50] Pawelski, O. „Über das Stauchen von Hohlzylindern und seine Eignung zur Bestimmung der Formänderungsfestigkeit dünner Bleche“. *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 38.6 (1967), S. 437–442.
- [51] Tian, H.; Kang, D. und Lin, J.P. „Determining Sheet Metal Hardening Curve by Laminated Specimen“. *Advances in Engineering Plasticity and Its Applications*. Bd. 274. Key Engineering Materials. Trans Tech Publications Ltd, Aug. 2004, S. 793–798.
- [52] Merklein, M. und Kuppert, A. „A method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior“. *International Journal of Material Forming* 2.S1 (Aug. 2009), S. 483–486.
- [53] Poehlandt, K.; Lange, K.; Banabic, D. und Schoeck, J. „Consistent Parameters for Plastic Anisotropy of Sheet Metal (Part 1-Uniaxial and Biaxial Tests)“. *AIP Conference Proceedings*. Bd. 907. 374. 2007.
- [54] P.Hetz; M.Lenzen; Kraus, M. und Merklein, M. „Determination of the Biaxial Anisotropy Coefficient Using a Single Layer Sheet Metal Compression Test“. *Key Engineering Materials*. Bd. 883. 2021.
- [55] Marciniak, Z. „Influence of the sign change of the load on the strain hardening curve of a copper test subject to torsion“. *Arch. Mech. Stosowanj* 13 (Jan. 1961), S. 743–751.
- [56] Poehlandt, K. und Tekkaya, A. E. „Torsion testing – plastic deformation to high strains and strain rates“. *Materials Science and Technology* 1.11 (1985), S. 972–977. eprint: <https://doi.org/10.1179/mst.1985.1.11.972>. <https://doi.org/10.1179/mst.1985.1.11.972>.
- [57] Bauer, M. „Faltenbildung beim ebenen Torsionsversuch“. *Ingenieur-Archiv* 57 (1987), S. 39–50.
- [58] Kuwabara, T. „Advances in experiments on metal sheets and tubes in support of constitutive modeling and forming simulations“. *International Journal of Plasticity* 23.3 (März 2007), S. 385–419.
- [59] Flores, P.; Tuninetti, V.; Gilles, G.; Gonry, P.; Duchêne, L. und Habraken, A.H. „Accurate stress computation in plane strain tensile tests for sheet metal using experimental data“. *Journal of Materials Processing Technology* 210.13 (Okt. 2010), S. 1772–1779.
- [60] Brosius, A.; Küsters, N. und Lenzen, M. „New method for stress determination based on digital image correlation data“. *CIRP Annals* 67 (Mai 2018).

- [61] Lankford, W.; Snyder, S. und Bauscher, J. „New criteria for prediction the press performance of deep-drawing sheets“. *Transaction ASM* 42 (1950), S. 1196–1232.
- [62] Kuwabara, T. „Advances in experiments on metal sheets and tubes in support of constitutive modeling and forming simulations“. *International Journal of Plasticity* 23 (März 2007), S. 385–419.
- [63] Lazarescu, L.; Nicodim, I.; Ciobanu, I.; Comsa, D. S. und Banabic, D. „Determination of material parameters of sheet metals using the hydraulic bulge test“. *Acta Metallurgica Slovaca* 19 (März 2013).
- [64] *Aramis tensile test evaluation v630 en rev.* Techn. Ber. 38106 Braunschweig, Mai 2014.
- [65] *Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der senkrechten Anisotropie ISO 10113:2020-01.* Beuth Verlag, 2020.
- [66] Lee, K.M.; Huh, M.Y.; S.P. und Engler, O. „Effect of Texture Components on the Lankford Parameters in Ferritic Stainless Steel Sheets“. *ISIJ International* 52.3 (2012), S. 522–529.
- [67] Bunge. *Texture Analysis in Materials Science.* Elsevier, 1982.
- [68] Taylor, G. I. „Plastic Strain in Metals“. *Journal of the Institute of Metals*, 62 (1938), S. 307–324.
- [69] Gerlach, J.; Klein, H. und Klinkenberg, C. „Texture Development during Tensile Testing for Mechanical r-Value Determination“. *Advanced Engineering Materials* 4.4 (Apr. 2002), S. 203–206.
- [70] Yoon, J. W.; Dick, R. E. und Barlat, F. „Analytical Approach to Predict Anisotropic Material Properties from Cup Drawings“. *International Journal of Material Forming* 1.S1 (Apr. 2008), S. 301–304.
- [71] Goesling, M. „A Method and to Determine and Lankford Coefficients and (R- Values) for Ultra High Strength Low Alloy (UHSLA) Steels“. *Journal of Physics: Conf. Series* 896. 2017.
- [72] Cooreman, S.; Lecompte, D.; Sol, H.; Vantomme, J. und Debruyne, D. „Identification of Mechanical Material Behavior Through Inverse Modeling and DIC“. *Experimental Mechanics* 48 (Aug. 2008), S. 421–433.
- [73] Guener, A.; Soyarslan, C.; Brosius, A. und Tekkaya, A. „Characterization of anisotropy of sheet metals employing inhomogeneous strain fields for Yld2000-2D yield function“. *International Journal of Solids and Structures* 49.25 (Dez. 2012), S. 3517–3527.

- [74] Graser, M.; Lenzen, M. und Merklein, Marion. „On the inverse identification of Lankford coefficients using geometrical changes under quasi-biaxial loading“. *International Journal of Material Forming* 12.6 (Juli 2019), S. 1053–1061.
- [75] Uhl, T. „The inverse identification problem and its technical application“. *Archive of Applied Mechanics* 77 (Mai 2007), S. 325–337.
- [76] Doege, E. und Behrens, B.A. *Handbuch Umformtechnik*. Springer Berlin Heidelberg, 2007.
- [77] Klocke, F. *Fertigungsverfahren Umformen*. Springer Berlin Heidelberg, 2018.
- [78] Magd, E. el und Abouridouane, M. „Einfluss der Umformgeschwindigkeit und -temperatur auf das Umformvermögen metallischer Werkstoffe“. *Kolloquium Erweiterung der Fromgebungsgrenzen*. 2001, S. 26–30.
- [79] Linnemann; Lieber; Scheffler; Psyk; Mueller und Landgrebe. „Influence of Different Strain Rates on the Flow Curve and the Formability of Thin Aluminium and Tinplate Sheets“. *7th International Conference on High Speed Forming*. 2016.
- [80] Ghosh, A. „The Influence of Strain Hardening and Strain- Rate Sensitivity on Sheet Metal Forming“. *Research Laboratories and General Motors Corp* (1977).
- [81] El-Magd, E.; Scholles, H. und Weisshaupt, H. „Influence of strain rate on the stress-strain curve in the range of Lueders strain“. *steel research* 67 (1996), S. 495–500.
- [82] Sun, X.; Soulami, A.; Choi, K.; Guzman, O. und Chen, W. „Effects of sample geometry and loading rate on tensile ductility of TRIP800 steel“. *Materials Science and Engineering A* 541 (Apr. 2012), S. 1–7.
- [83] Johnson, G. R. und Cook, W. H. „A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures“. *Proceedings 7th International Symposium on Ballistics*. 1983, S. 541–547.
- [84] Liang, R. und Khan, A. S. „A critical review of experimental results and constitutive models for BCC and FCC metals over a wide range of strain rates and temperatures“. *International Journal of Plasticity* 15.9 (1999), S. 963–980.
- [85] Yu, H.; Guo, Y. und Lai, X. „Rate-dependent behavior and constitutive model of DP600 steel at strain rate from 10<sup>-4</sup> to 10<sup>3</sup>s<sup>-1</sup>“. English. *Materials and Design* 30.7 (2009), S. 2501–2505.

- [86] Cowper, G. und Symonds, P. „Strain hardening and strain rate effects in the loading of cantilever beams“. *Brown Univ. Applied Mathematics Report, Report 28* (1957).
- [87] Moldovan; Linnepe; Keßler und Koehl. „Virtual modelling of forming processes in metal packaging industry“. *12th European LS-DYNA Conference 2019, Koblenz, Germany*. 2019, S. 14–16.
- [88] Haufe, H.; Dubois, P.; Neukamm, F. und Feucht, M. „GISSMO – Material Modeling with a sophisticated Failure Criteria“ (Okt. 2011).
- [89] Gurson, A. L. „Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media“. *Journal of Engineering Materials and Technology* 99.1 (Jan. 1977), S. 2–15.
- [90] Keeler, S. „Plastic instability and fracture in sheet stretched over rigid punches“. Diss. Massachusetts Institute of Technology, Boston, 1961.
- [91] Goodwin, G. „Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop“. *Society of Automotive Engineers* 680093 (1968), S. 380–387.
- [92] ISO. *Metallic materials –Determination of forming-limit curves for sheet and strip –Part 1: Measurement and application of forming-limit diagrams in the press shop (ISO 12004-1:2020)*. ISO copyright office, 2021.
- [93] Nakazima, K. „Forming limits under biaxial stretching of sheet metals“. *Test-to-Hagane* 53 (1967), S. 455–458.
- [94] Marciniak, Z. „Stability of plastic shells under tension with kinematic boundary condition“. *Archiwum Mechaniki Stosowanej* 17 (1965), S. 557–592.
- [95] Volk, W. und Hora, P. „New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination“. *Int. J. Material Forming* (2010), S. 1–8.
- [96] Merklein, M.; Kuppert, A. und Geiger, M. „Time dependent determination of forming limit diagrams“. *Annuals of the CIRP*. Bd. 59. 2010.
- [97] Hill, R. „On discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheets“. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1.1 (1952), S. 19–30.
- [98] Keeler, S. P. und Brazier, W. G. „Relationship between Laboratory Material Characterization and Press-Shop Formability“. *Microalloying* 75 (1975), S. 517–530.

- [99] Cayssials, F. „A new method for predicting FLC“. *20th Biennial IDDRG Congress*. 1998, S. 443–454.
- [100] Abspoel, M.; Scholting, M. E. und Droog, J.M.M. „A new method for predicting Forming Limit Curves from mechanical properties“. *Journal of Materials Processing Technology* 213.5 (2013), S. 759–769.
- [101] Werber, A.; Liewald, M.; Nester, W.; Grünbaum, M.; Wiegand, K.; Simon, J.; Timm, J. und Hotz, W. „Development of a new failure prediction criterion in sheet metal forming“. *International Journal of Material Forming* 7 (Dez. 2014).
- [102] Drotleff, K. M. „Verbesserte Prognose lokaler Einschnuerungen in mehrstufigen Blechumformprozessen“. Diss. Institut fuer Umformtechnik, Universitaet Stuttgart, 2021.
- [103] Volk, W.; Hoffmann, H.; Suh, J. und Kim, J. „Failure prediction for nonlinear strain paths in sheet metal forming“. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 61 (Jan. 2012), S. 259–262.
- [104] Hu, Q.; Zhang, L.; Ouyang, Q.; Li, X.; Zhu, X. und Chen, J. „Prediction of forming limits for anisotropic materials with nonlinear strain paths by an instability approach“. *International Journal of Plasticity* 103 (2018), S. 143–167.
- [105] Volk, W.; Groche, P.; Brosius, A.; Ghiotti, A.; Kinsey, B.; Liewald, M.; Madej, L.; Min, J. und Yanagimoto, J. „Models and modelling for process limits in metal forming“. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* (Juli 2019).
- [106] Beier, T.; Gerlach, J. und Kessler, L. „Erfahrungen beim Abgleich von Werkstoffmodellen für die Umformsimulation mit Stahlwerkstoffen“. Okt. 2011.
- [107] Banabic, D.; Bunge, H.-J.; Poehlandt, K. und Tekkaya, A. E. *Formability of Metallic Materials*. Hrsg. von Banabic, Dorel. Springer, 2010.
- [108] Kim, S.; Lee, J.; Barlat, F. und Lee, M.G. „Formability prediction of advanced high strength steels using constitutive models characterized by uniaxial and biaxial experiments“. *Journal of Materials Processing Technology* 213.11 (Nov. 2013), S. 1929–1942.
- [109] Wisselink, H. H.; Niazi und Huétink, J. „Validation of advanced material models using the crossdie test“. 2011.
- [110] Eder, M. „Potentials for material card validation using an innovative tool“. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* (2021).

- [111] Steel Europe, thyssenkrupp. *Wege der Produktion - Vom Warmband zum Verpackungsstahl*. 2020. <https://www.thyssenkrupp-steel.com/de/produkte/verpackungsstahl/wege-der-produktion> (besucht am 25. 05. 2020).
- [112] Hall, E. *Yield Point Phenomena in Metals and Alloys*. Springer, Boston, MA, 1970.
- [113] Lüders, W. „Über die Äusserung der Elastizität an stahlartigen Eisenstäben“. *Dinglers polytechn. Journ.* 155 (1860), S. 18.
- [114] Spisak, E.; Majernikova, J.; Bogdan, D.; Slezziak, T. und Cizmar, M. „Inhomogeneous plastic deformation and fracture of double reduced thin plates“. *Tehnicki vjesnik - Technical Gazette* 23.2 (Apr. 2016).
- [115] Majerníková, J. und Spišák, E. „The Comparison of Properties of Tinplates during Uniaxial and Biaxial Stress“. *The International Journal of Engineering and Science* 5 (Nov. 2016), S. 47–52.
- [116] Pepelnjak, T. und Barisic, B. „Analysis and elimination of the stretcher strains on TH415 tinplate rings in the stamping process“. *Journal of Materials Processing Technology* 186.1-3 (Mai 2007), S. 111–119.
- [117] Nam, J. und Han, K. S. *Finite Element and Analysis of Deep and Drawing and Ironing and Process in and the Steel and D and I Canmaking*. Techn. Ber. 790-785. ISIJ International, Vol. 40 (2000), No. 12, p, 2000.
- [118] B.Barisic; Pepelnjak, T. und Kuzman, K. „Numerical-Stochastic Modeling and Simulation of Deep Drawing Tinplate Rings“. *Advanced Materials Research* 6-8 (Mai 2005), S. 329–336.
- [119] Moreira, L. P. und Ferron, Gerard. „Finite element implementation of an orthotropic plasticity model for sheet metal forming simulations“. *Latin American Journal of Solids and Structures*. 2007.
- [120] Horta, R. Silva; Moreira, L. Pessanha; Oliveira, H. Willian de; Ouverney, T. M. W.; Souza Silva, A. de und Francisco, Alexandre Santos. „Finite element simulation of the deep-drawing process of a two-piece tinplate can“. *Proceedings of the XXXVIII Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*. ABMEC Brazilian Association of Computational Methods in Engineering, 2017.
- [121] Slota, J.; Šiser, M. und Gajdoš, I. „Failure prediction of axi-symmetric cup in deep drawing and expansion processes“. *Open Engineering* 8.1 (Nov. 2018), S. 354–362.
- [122] Illera, M.; Lostado, R.; Martinez, R. F. und Donald, B. „Characterization of electrolytic tinplate materials via combined finite element and regression models“. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 49.6 (Feb. 2014), S. 467–480.

- [123] Fernández-Martínez, R.; Lostado-Lorza, R.; Illera-Cueva, M.; Escribano-García, R. und Donald, B. J. M. „Comparison Analysis of Regression Models Based on Experimental and FEM Simulation Datasets Used to Characterize Electrolytic Tinplate Materials“. *Advances in Intelligent Systems and Computing*. Springer International Publishing, 2014, S. 279–288.
- [124] Spišák, E.; Majerníková, J.; Duřová Spišáková, E. und Kaščák, L. „Research into Plastic Deformation of Double Reduced Sheets“. *Metals* 8.2 (2018). <https://www.mdpi.com/2075-4701/8/2/99>.
- [125] Considère, A. „Mémoire sur l'emploi du fer et de l'acier dans les constructions“. *Annales des ponts et chaussées I sem* (1885).
- [126] DIN. *Kaltgewalzte Verpackungsblecherzeugnisse – Elektrolytisch verzinnter und spezialverchromter Stahl Deutsche Fassung EN 10202:2001*. Beuth Verlag GmbH, 2001.
- [127] DIN. *Cold reduced tinmill products - Electrolytic tinplate and electrolytic chromium/chromium oxide coated steel EN 10202-2021*. Beuth Verlag GmbH, 2001.
- [128] Kaup, B. „Optimierung der Umform- und Gebrauchseigenschaften von tief entkohltem Stahl zur Fertigung von zweiteiligen Getränkedosen“. Dissertation. RWTH Aachen: Fakultät für Georesourcen und Materialtechnik, 2003.
- [129] Gutscher, G.; Wu, H-C.; Ngaile, G. und Altan, T. „Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test“. *Journal of Materials Processing Technology* 146.1 (Feb. 2004), S. 1–7.
- [130] Friebe, H. und Galanulis, K. „Kennwertermittlung und Verifikation von Umformsimulationen mittels optischer Messverfahren“. *Tagung Werkstoffprüfung, Fortschritte der Kennwertermittlung für Forschung und Praxis*. Verlag Stahleisen GmbH, 2006, S. 239–244.
- [131] Roos, E. und Maile, K. *Werkstoffkunde für Ingenieure*. Hrsg. von Vieweg, Springer. Bd. 5. Springer Vieweg, 2015.
- [132] Banerjee, K. „Physical Metallurgy and Drawability of Extra Deep Drawing and Interstitial Free Steels“. Hrsg. von Sztwiertnia, Krzysztof. 3.0 license, März 2012. Kap. 7, S. 138–178.
- [133] Ray, R. K.; Jonas, J. J. und Hook, R. E. „Cold rolling and annealing textures in low carbon and extra low carbon steels“. *International Materials Reviews* 39.4 (1994).
- [134] Marron, G. „A new necking criterion for the forming limit diagrams“. *Proceeding of the IDDRG*. 1997.

- [135] Rahmaan, T.; Bardelcik, A.; Imbert, J.; Butcher, C. und Worswick, M.J. „Effect of strain rate on flow stress and anisotropy of DP600, TRIP780, and AA5182-O sheet metal alloys“. *International Journal of Impact Engineering* 88 (2016), S. 72–90. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X15001967>.
- [136] Stander, N.; Basudhar, A.; Roux, W.; K.Liebold; Eggeleston, T.; Goel, T. und K.Graig. *LS-OPT User's Manual A Desing Optimization and Probabilistic Analysis Tool for the Engineering Analyst*. Livermore Software Technology Corporation. Nov. 2020.
- [137] Siebel, E. *Tiefziehen: Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Tiefziehens im Auftrage der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung*. C. Hanser, 1955.
- [138] Kuesters, N. und Brosius, A. „An adapted yield criterion for the evolution of subsequent yield surfaces“. *Journal of Physics: Conference Series* (2017).
- [139] Woodthorpe, John und Pearce, Roger. „The anomalous behaviour of aluminium sheet under balanced biaxial tension“. *International Journal of Mechanical Sciences* 12.4 (1970), S. 341–347. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0020740370900871>.
- [140] Takizawa, H.; Oide, K.; Suzuki, K.; Yamanashi, T.; Inoue, T.; Ida, T.; Nagai, T. und Kuwabara, T. „Development of the User Subroutine Library “Unified Material Model Driver for Plasticity (UMMDp)” for Various Anisotropic Yield Functions“. *Journal of Physics: Conference Series* 1063 (Juli 2018), S. 012099.
- [141] Rigas, N.; Schmid, H. und Merklein, M. „Comparison of different forming methods on deep drawing and springback behavior of high-strength aluminum alloys“ (2021).
- [142] Sun, H.B.; Yoshida, F.; Ma, X.; Kamei, T. und Ohmori, M. „Finite element simulation on the propagation of Lüders band and effect of stress concentration“. *Materials Letters* 57.21 (2003), S. 3206–3210. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167577X03000363>.

## Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Knieps, F.; Liebscher, B.; Moldovan, I.; Koehl, M. und Lohmar, J. „Characterization of High-Strength Packaging Steels: Obtaining Material Data for Precise Finite Element Process Modelling“. *Metals* 10.12 (Dez. 2020), S. 1683.
- [P2] Knieps, Fabian; Köhl, Manuel und Merklein, Marion. „Drawing Capability of High Formable Packaging Steel: Comparison of Limiting Drawing Ratio and Forming Limit Curve“. *Key Engineering Materials* 926 (2022), S. 933–938.
- [P3] Knieps, F.; Köhl, M. und Merklein, M. „Influence of specimen geometry and strain rate on elongation in tensile testing of packaging steel“. *ESAFORM 2021* (Apr. 2021).
- [P4] Knieps, Fabian; Köhl, Manuel und Merklein, Marion. „Local Strain Measurement in Tensile Test for an Optimized Characterization of Packaging Steel for Finite Element Analysis“. *Key Engineering Materials* 883 (2021), S. 309–316.
- [P5] Knieps, Fabian; Köhl, Manuel und Merklein, Marion. „Yield Locus Exponent Modelling of Packaging Steel for an Optimized Simulation of Limited Dome Height Experiments“. *13th European LS-DYNA Conference*. 2021.



## Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2023):  
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, [www.mb.fau.de/diss/](http://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:

<b>FAPS</b>	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
<b>FMT</b>	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
<b>KTmfk</b>	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
<b>LFT</b>	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
<b>LGT</b>	Lehrstuhl für Gießereitechnik
<b>LPT</b>	Lehrstuhl für Photonische Technologien
<b>REP</b>	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 Flexibilitätssteigerung 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 CO<sub>2</sub>-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 Matrize  
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 Oberflächmontage (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**

CO<sub>2</sub>-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 Optikiagnostik in der Strahlführung einer CO<sub>2</sub>-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 Ehmann**

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 Fokusparameter einer CO<sub>2</sub>-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 Programoptimierung  
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 Spulenvickeln  
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 CO<sub>2</sub>-Laseranlagen  
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**

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

**Band 81: Stefan Schubert**

Regelung der Fokusslage beim Schweißen mit CO<sub>2</sub>-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 CO<sub>2</sub>-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 Knobloch**

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 Negendanck**

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 trocken-schmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, 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 Mikrojustier-technik 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 mechatronischerBaugruppen

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 Laserstrahlschweißen 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-Bordnetzsysteme

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 einsetzgerechten 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 Rührreibschweißen 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 Dörfler**

Rührreibschweißen 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 Laserstrahl-sintern 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 Laserstrahl-löten und -reparaturlöten 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 presshärzbaren 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 widerstandspunktgeschweißter 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 Quentlin**  
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 Metalldampfackelposition  
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 Presshärtprozess 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 Borschlegl**  
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 Modellsversuchen 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 Leichtbauwerkstoffe 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 Mikroschneiden 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 montagespezifischer Werkerinformati onssysteme 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 AZ<sub>31</sub>B 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 Schneidlinchverfahren 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 Vipavc**  
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 Karosserierohbau: 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 Heißformprozesses  
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-293-2.

**Band 341: Patrik Schwingen-schlögl**  
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 Geometriemodelle 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 Gläfel**

Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobiler 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 Merkl**

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 Schäffer**

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-, Axial-schub- 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 fokusabstandsmodierte 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**

Widerstandselementenschweißen 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 Völk**

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**

Evaluierung 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 Ziehstücken 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 Metzner**  
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.

**Band 427: Matthias Graser**  
Analyse lokaler Kurzzeitwärmebehandlungsmethoden zur Verbesserung des Umformverhaltens und der Bauteileigenschaften von Aluminiumstrangpresshohlprofilen  
LFT, xi u. 169 Seiten, 81 Bilder, 1 Tab. 2023.  
ISBN: 978-3-96147-666-4.

**Band 428: Markus Lieret**

Sicheres autonomes Flugroboter-  
system für den Einsatz im Produk-  
tions- und Logistikumfeld  
FAPS, xix u. 198 Seiten, 54 Bilder,  
7 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-668-8.

**Band 429: Petar Vukovic**

Simulation komplexer Kommuni-  
kationssysteme in der Fertigungs-  
automatisierung  
FAPS, xiv u. 163 Seiten, 57 Bilder, 21  
Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-673-2.

**Band 430: Fabian Knieps**

Finite Elemente Simulation dünns-  
ter Verpackungsstähle: Entwick-  
lung einer geeigneten Charakteri-  
sierungs- und Validierungsstrate-  
gie  
LFT, xix, 189 Seiten, 122 Bilder, 17  
Tab. 2023  
ISBN 978-3-96147-689-3

## Abstract

To reduce CO<sub>2</sub> emissions, increasingly higher-strength packaging steels are being developed which allow the use of thinner sheet thicknesses. At the same time, this is accompanied by increasing complexity in the product and process design. To reduce cost-intensive trial-and-error processes, numerical simulations offer potential at this point. The representation of the material behaviour in the simulation requires the description of a flow curve as well as the anisotropic plastic material behaviour in the form of yield locus models. Due to the characteristics of higher strength packaging steels with high temper rolling degrees and strong ageing phenomena, the determination of the relevant characteristic values has not been possible so far. Therefore, this work deals with the development of a strategy to characterize packaging steels for the fe-simulation. The hardening description was done by optimizing the tensile test, as well as the use of hydraulic bulge tests. The description of the anisotropic plastic material behaviour focused mainly on the r-value determination by inverse modelling, in addition to the description of the first yield locus quadrant by bulge tests. The presented methods were used to parametrize material models for three different packaging steels. Based on relevant forming processes a suitable validation procedure was derived, in which the quality of the simulation could be shown in comparison to the state of the art.

Zur Reduzierung von CO<sub>2</sub> Emissionen werden immer höher festere Verpackungsstähle entwickelt, die den Einsatz dünner Blechdicken ermöglichen. Um den hierdurch wachsenden Herausforderungen an die Produkt- und Prozessauslegung gerecht zu werden, bieten numerische Simulationen großes Potential. Die Abbildung des Materialverhaltens in der Simulation bedarf der Beschreibung einer Fließkurve sowie des anisotropen plastischen Materialverhaltens in Form von Fließortmodellen. Aufgrund der Charakteristik von höher festen Verpackungsstählen mit hohen Nachwalzgraden und starken Alterungserscheinungen, war die Ermittlung der relevanten Kennwerte bisher nicht möglich. Die Arbeit beschäftigt sich daher mit der Erarbeitung einer Strategie zur Charakterisierung von Verpackungsstählen für die FE-Simulation. Die Verfestigungsbeschreibung erfolgte über die Optimierung des Zugversuchs, sowie die Verwendung hydraulischer Tiefungsversuche. Die Beschreibung des anisotropen plastischen Materialverhaltens fokussierte sich neben der Beschreibung des ersten Fließortquadranten vor allem auf die r-Wert-Ermittlung durch inverse Modellierung. Die vorgestellten Methoden wurden genutzt, um Materialmodelle für drei verschiedene Verpackungsstähle zu parametrisieren. Auf Grundlage der für Verpackungsstahl relevanten Umformprozesse wurde eine geeignete Validierungsprozedur abgeleitet, in der die verbesserte Güte der Simulation auf Basis der erstellten Materialdaten im Vergleich zum Stand der Technik gezeigt werden konnte.

